

ANÁLISE DE TMDs NÃO-LINEARES DE GRANDES DIMENSÕES NO CONTROLO DA RESPOSTA SÍSMICA DE ESTRUTURAS DE EDIFÍCIOS

FÁBIO FERREIRA RODRIGUES

Dissertação submetida para satisfação parcial dos requisitos do grau de
MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL — ESPECIALIZAÇÃO EM ESTRUTURAS

Orientador: Professor Doutor Carlos Manuel Ramos Moutinho

Julho de 2013

MESTRADO INTEGRADO EM ENGENHARIA CIVIL 2012/2013

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL

Tel. +351-22-508 1901

Fax +351-22-508 1446



miec@fe.up.pt

Editado por

FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO

Rua Dr. Roberto Frias

4200-465 PORTO

Portugal

Tel. +351-22-508 1400

Fax +351-22-508 1440



feup@fe.up.pt



<http://www.fe.up.pt>

Reproduções parciais deste documento serão autorizadas na condição que seja mencionado o Autor e feita referência a *Mestrado Integrado em Engenharia Civil - 2012/2013 - Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 2013.*

As opiniões e informações incluídas neste documento representam unicamente o ponto de vista do respetivo Autor, não podendo o Editor aceitar qualquer responsabilidade legal ou outra em relação a erros ou omissões que possam existir.

Este documento foi produzido a partir de versão eletrónica fornecida pelo respetivo Autor.

Aos meus Pais

É o espírito que conduz o mundo e não a inteligência.

Antoine de Saint-Exupéry

AGRADECIMENTOS

Aproveito este espaço para agradecer àqueles que contribuíram de alguma maneira e me apoiaram durante todo o meu percurso académico.

Em primeiro lugar, gostava de agradecer à minha família, que sempre me apoiou durante todos estes anos como estudante. Aos meus pais, Artur e Lucinda, o meu profundo agradecimento pelo carinho demonstrado e esforço despendido para que eu tivesse o melhor futuro possível. Ao meu irmão Rubén, um muito obrigado por todo o apoio e compreensão. Sem a minha família sem dúvida não seria possível atingir este patamar de vida académica, e por isso estou eternamente grato.

Seguidamente, gostaria de agradecer ao professor Carlos Moutinho pelo apoio demonstrado durante estes quatro meses de trabalho. Um grande obrigado por ter sempre a porta aberta quando precisei de discutir algum assunto ou esclarecer dúvidas. Agradeço as horas e esforço despendidos pelo professor na minha orientação.

Também gostava de agradecer a todos os professores que, durante estes cinco anos de curso, contribuíram não só para a minha formação, mas também para o gosto pela profissão que aumentou ainda mais.

Por último, gostava de agradecer a todos os meus amigos e colegas de curso que me acompanharam durante estes cinco anos, por todo o conhecimento partilhado e amizade.

Obrigado a estes e muitos outros que me ajudaram a tornar no que sou hoje, tanto a nível académico como pessoal.

A todos um muito obrigado!

RESUMO

Esta tese tem como principal objetivo investigar o comportamento não-linear dos TMDs de grandes dimensões, nomeadamente os que apresentam ciclos de histerese nos aparelhos de isolamento base que servem de apoio a estes dispositivos. Ou seja, investigar se os métodos de dimensionamento existentes, que consideram essencialmente o comportamento linear do TMD, se podem também aplicar a situações nas quais o comportamento não-linear é observado.

Em primeiro lugar, foi feita uma breve revisão sobre TMDs de grandes dimensões, não só quanto às suas características, vantagens e desvantagens, como também aos métodos de dimensionamento mais conhecidos.

Seguidamente, de forma a atingir o objetivo principal do trabalho, tiveram que ser criadas ferramentas para permitir fazer a análise não-linear de um sistema dinâmico. Nesta parte do trabalho, para além de ser descrito como foi desenvolvido o algoritmo de análise não-linear, é explicada toda a base teórica utilizada para a sua implementação.

Posteriormente, de forma a poderem ser comparados os resultados dos parâmetros de dimensionamento das análises lineares e não-lineares, foi necessário converter a análise não-linear numa análise linear equivalente. Por causa disto, é feita uma exposição de todos os aspetos importantes acerca de análises lineares equivalentes, assim como é explicado como estes são obtidos partindo de uma análise não-linear.

Após a obtenção das ferramentas de análise, procedeu-se à comparação dos resultados em termos de deslocamentos e acelerações de ambas as respostas, tentando dessa forma perceber qual a influência da introdução do comportamento não-linear. Por último, foram comparados os parâmetros ótimos que minimizavam deslocamentos e acelerações, tanto para a análise linear como para a análise não-linear, e através destes dados foi obtida a resposta para o problema inicialmente apresentado.

PALAVRAS-CHAVE: TMDs de grandes dimensões, comportamento não-linear, análise linear equivalente, histerese.

ABSTRACT

This thesis aims to investigate the nonlinear behavior of TMDs, particularly hysteretic cycles shown by base isolation devices which support the TMD. In other words, investigate if the existing methods, which consider mainly the linear behavior of the TMD, may also be applied to situations in which the non-linear behavior is considered.

First, a brief review of TMDs with large mass ratio is exposed, not only in their features, advantages and disadvantages, but also in terms of the most well-known design methods.

Next, in order to achieve the main objective, different tools to enable this non-linear analysis had to be created. In this part of the work, in addition to being described how the algorithm of nonlinear analysis was developed, it is explained the theory used for its implementation.

Subsequently, in order to compare the results of the tuning parameters for both linear and nonlinear systems, it was necessary to convert a non-linear system in an equivalent linear system. For this reason, the important aspects about linear equivalent systems and how they are obtained from nonlinear systems, are exposed.

After obtaining the analysis tools, the final step was to compare the results in terms of displacements and accelerations of both responses, thereby attempting to try to understand the influence of the introduction of non-linear behavior. Finally, the optimum parameters that minimize displacements and accelerations are compared, for both the linear and nonlinear system. Using these results it was obtained the answer to the initial objective of this work.

KEYWORDS: TMDs with large mass ratio, nonlinear behavior, linear equivalent system, hysteresis

ÍNDICE GERAL

AGRADECIMENTOS.....	i
RESUMO	iii
ABSTRACT	v
1. INTRODUÇÃO	1
1.1. ENQUADRAMENTO DO PROBLEMA EM ANÁLISE.....	1
1.2. OBJETIVOS E BREVE DESCRIÇÃO DA ORGANIZAÇÃO DA TESE	2
2. TMDs DE GRANDES DIMENSÕES.....	3
2.1. INTRODUÇÃO	3
2.2. VANTAGENS DOS TMDs DE GRANDES DIMENSÕES.....	4
2.3. SINTONIZAÇÃO DE TMDs DE GRANDES DIMENSÕES.....	4
3. ALGORITMO DE ANÁLISES NÃO-LINEARES	9
3.1. INTRODUÇÃO	9
3.2. TEORIA DE ESPAÇO ESTADO	10
3.3. COMPORTAMENTO ELASTOPLÁSTICO	11
3.4. ALGORITMO DE ANÁLISE NÃO-LINEAR.....	13
3.5 COMPARAÇÃO DA RESPOSTA DO ALGORITMO DE ANÁLISE NÃO-LINEAR COM O SOLVIA	15
4. ANÁLISES LINEARES EQUIVALENTES	19
4.1. INTRODUÇÃO	19
4.2. DETERMINAÇÃO DO COEFICIENTE DE AMORTECIMENTO E RIGIDEZ EQUIVALENTES.....	19
4.3. ALGORITMO PARA DETERMINAÇÃO DE CICLOS DE HISTERESE	22
4.4. COMPARAÇÃO DAS RESPOSTAS DAS ANÁLISES LINEAR EQUIVALENTE E NÃO-LINEAR	25
4.5. METODOLOGIA PARA OBTENÇÃO DE CARACTERÍSTICAS DA ANÁLISE LINEAR EQUIVALENTE A PARTIR DE UM CONJUNTO DE CICLOS	29
4.6. CONVERGÊNCIA DO MODELO LINEAR EQUIVALENTE	30
5. APLICAÇÃO A UM CASO EM CONCRETO E DISCUSSÃO DE RESULTADOS.....	35

5.1. INTRODUÇÃO	35
5.2. MODELO DE ANÁLISE.....	36
5.3. CARACTERIZAÇÃO DAS ANÁLISES LINEAR E NÃO-LINEAR	38
5.4. COMPARAÇÃO DAS DIFERENÇAS DE RESULTADOS ENTRE AS ANÁLISES LINEAR E NÃO-LINEAR	46
5.4.1. VARIAÇÃO DE DIFERENÇAS DE RESULTADOS COM A RIGIDEZ E AMORTECIMENTO	51
5.4.2. VARIAÇÃO DE DIFERENÇAS DE RESULTADOS COM O RÁCIO DE MASSA	52
5.5. COMPARAÇÃO DOS PARÂMETROS ÓTIMOS DAS ANÁLISES LINEAR E NÃO-LINEAR	53
5.5.1. OBTENÇÃO DE GRÁFICOS ξ_2 - γ	53
5.5.2. OBTENÇÃO DOS PARÂMETROS ÓTIMOS PARA ANÁLISES LINEARES E NÃO-LINEARES	59
5.5.3. COMPARAÇÃO DE RESULTADOS ENTRE A COMBINAÇÃO ÓTIMA E A COMBINAÇÃO MÍNIMA DE APARELHOS E AMORTECIMENTO ADICIONAL	62
6. CONCLUSÕES.....	67

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1 - Implementação de um TMD de grandes dimensões num edifício.....	3
Figura 2 - Sistema de 2 GL representativo de estrutura principal e TMD.....	5
Figura 3 - Conjunto de ciclos de histerese	12
Figura 4 - Modelo bilinear do ciclo de histerese	12
Figura 5 - Subdivisão do comportamento não-linear.....	13
Figura 6 - Comparação do deslocamento 1ºGL para $\Delta t = 0.002s$ (algoritmo/SOLVIA)	16
Figura 7 - Comparação do deslocamento 2ºGL para $\Delta t = 0.002s$ (algoritmo/SOLVIA)	17
Figura 8 – Energia dissipada: a) Amortecimento viscoso; b) Amortecimento viscoso equivalente	20
Figura 9 - Parâmetros de definição do ciclo bilinear.....	21
Figura 10 - Relação entre ductilidade, amortecimento histerético e desvio de período para diferentes modelos de histerese	22
Figura 11 - Ciclos de histerese (modelo bilinear)	22
Figura 12 - Pontos que definem um ciclo de histerese do modelo bilinear.....	23
Figura 13 - Vários modelos de ciclos de histerese	26
Figura 14 - Diferenças de deslocamentos entre análise não-linear e análise linear equivalente por Jacobsen (legenda à direita das figuras representa a ductilidade)	28
Figura 15 - Subdivisão do comportamento não-linear para o caso em estudo.....	37
Figura 16 - Espectro de resposta utilizado para gerar as ações sísmicas adoptadas	38
Figura 17 - Variação do deslocamento do 1º GL (análise não-linear).....	39
Figura 18 - Variação do deslocamento do 1º GL (análise linear).....	39
Figura 19 - Variação da aceleração do 1º GL (análise não-linear).....	40
Figura 20 - Variação da aceleração do 1º GL (análise linear).....	40
Figura 21 - Variação dos deslocamentos do 2º GL (estrutura não-linear).....	41
Figura 22 - Variação dos deslocamentos do 2º GL (estrutura linear).....	41
Figura 23 - Variação dos deslocamentos relativos (estrutura não-linear)	42
Figura 24 - Variação dos deslocamentos relativos (estrutura linear)	42
Figura 25 - Variação da aceleração do 2º GL (análise não-linear).....	43
Figura 26 - Variação da aceleração do 2º GL (análise linear).....	43
Figura 27 - Variação do coeficiente de amortecimento equivalente total (análise não-linear)	44
Figura 28 - Variação do coeficiente de amortecimento (análise linear).....	44
Figura 29 - Variação do coeficiente de amortecimento equivalente (apenas de histerese)	45
Figura 30 - Variação do coeficiente de amortecimento de histerese com μ ($C=5000$).....	52

Figura 31 - Gráficos dos deslocamentos (m) do 1º GL para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu = 0.5$ (análise linear).....	53
Figura 32 - Gráficos das acelerações (m/s ²) do 1º GL para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu = 0.5$ (análise linear).....	54
Figura 33 - Gráficos dos deslocamentos (m) do 2º GL para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu = 0.5$ (análise linear).....	54
Figura 34 - Gráficos dos deslocamentos relativos (m) para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu = 0.5$ (análise linear).....	55
Figura 35 - Gráficos das acelerações (m/s ²) do 2º GL para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu = 0.5$ (análise linear)	55
Figura 36 - Gráficos dos deslocamentos (m) do 1º GL para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu = 0.5$ (análise não-linear).....	56
Figura 37 - Gráficos das acelerações (m/s ²) do 1º GL para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu = 0.5$ (análise não-linear).....	57
Figura 38 - Gráficos dos deslocamentos (m) do 2º GL para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu = 0.5$ (análise não-linear).....	57
Figura 39 - Gráficos dos deslocamentos relativos (m) para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu = 0.5$ (análise não-linear).....	58
Figura 40 - Gráficos das acelerações (m/s ²) do 2º GL para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências, caso $\mu = 0.5$ (análise não-linear).....	58
Figura 41 - Parâmetros ótimos para minimização do deslocamento do 1ºGL: a) rácio de frequências; b) coeficiente de amortecimento	60
Figura 42 - Parâmetros ótimos para minimização da aceleração do 1ºGL: a) rácios de frequências; b) coeficiente de amortecimento.....	61
Figura 43 - Comparação de deslocamentos para o caso mínimo de aparelhos e combinação ótima para minimização de deslocamentos.....	63
Figura 44 - Comparação de acelerações para o caso mínimo de aparelhos e combinação ótima para minimização de acelerações	63
Figura 45 - Diferenças de resultados para deslocamentos e acelerações (%).....	64

ÍNDICE DE QUADROS (OU TABELAS)

Tabela 1 - Parâmetros ótimos sugeridos por Moutinho	8
Tabela 2 – Rácios entre os deslocamentos da análise não-linear e os deslocamentos de cada um dos métodos de análises lineares equivalentes.....	29
Tabela 3 - Rigidez e coeficiente de amortecimento equivalente para os métodos 1 e 2	30
Tabela 4 - Quadro resumo para determinação de análises lineares equivalentes	33
Tabela 5 - Diferença entre o deslocamento máximo do 2º GL da ANL e ALE.....	33
Tabela 6 - ξ_2 equivalente considerado em cada iteração da convergência	34
Tabela 7 – Variação das diferenças para deslocamentos do 1ºGL (%)	47
Tabela 8 - Variação das diferenças para acelerações do 1ºGL (%).....	48
Tabela 9 - Variação das diferenças para deslocamentos do 2ºGL (%)	49
Tabela 10 - Variação das diferenças para acelerações do 2ºGL (%).....	50
Tabela 11 - Variação das diferenças para deslocamentos relativos (%).....	51
Tabela 12 - Parâmetros ótimos para minimização de deslocamentos e acelerações ($\mu = 0.5$)	59
Tabela 13 - Nº de aparelhos e amortecimento adicional para os 3 casos de comparação.....	64

SÍMBOLOS, ACRÓNIMOS E ABREVIATURAS

GL – Grau de liberdade

μ – Rácio de massa entre TMD e estrutura principal

γ^{opt} – Rácio de frequência entre TMD e estrutura principal (ótimo)

ξ_2^{opt} – Coeficiente de amortecimento (ótimo)

m_1 – Massa da estrutura principal (ton)

c_1 – Amortecimento da estrutura principal (kN.s/m)

k_1 – Rigidez da estrutura principal / Rigidez inicial do aparelho de isolamento de base (kN/m)

m_2 – Massa do TMD (ton)

c_2 – Amortecimento do TMD (kN.s/m)

k_2 – Rigidez do TMD / Rigidez após cedência do aparelho de isolamento de base (kN/m)

ω_i – Frequência angular (rad/s)

β – Rácio de frequências entre a frequência da excitação e a do grau de liberdade que se pretende controlar

$x(t)$ – Vetor de estado

$u(t)$ – Vetor de entrada

$F_i(t)$ – Ação num determinado grau de liberdade i (kN)

M – Matriz de massa da estrutura (ton)

C – Matriz de amortecimento da estrutura (kN.s/m)

K – Matriz de rigidez da estrutura (kN/m)

A – Matriz de estado

B – Matriz de entrada

G, E – Matrizes auxiliares da teoria de espaço estado

Δy – Deslocamento de cedência (m)

F_y – Força de cedência (kN)

I – Matriz identidade

$k_{mola\ 1}$ – Rigidez da mola 1, resultante das decomposição do comportamento não linear (kN/m)

$k_{mola\ 2}$ – Rigidez da mola 2, resultante das decomposição do comportamento não linear (kN/m)

$F_{y,mola\ 1}$ – Força de cedência da mola 1, resultante das decomposição do comportamento não linear (KN)

$c_{adicional}$ – Amortecimento adicionado ao TMD, para além do amortecimento de histerese existente (kN.s/m)

m_{est} – Massa da estrutura principal (ton)

c_{est} – Amortecimento da estrutura principal (kN.s/m)

k_{est} – Rigidez da estrutura principal / Rigidez inicial do aparelho de isolamento de base (kN/m)

m_{TMD} – Massa do TMD (ton)

k_{TMD} – Rigidez do TMD (kN/m)

$\Delta F(t)$ – Força adicional introduzida pela mola 2 (kN)

ξ_{equ} – Coeficiente de amortecimento equivalente

ξ_{hist} – Coeficiente de amortecimento de histerese

ξ_0 – Coeficiente de amortecimento inicial

F_0 – Força de cedência do modelo de histerese bilinear (kN)

u_0 – Deslocamento de cedência do modelo de histerese bilinear (kN)

ω – Frequência angular do sistema (rad/s)

$\bar{\omega}$ – Frequência angular da ação (rad/s)

k_i – Rigidez inicial do modelo de histerese bilinear (kN/m)

rk_i – Rigidez após cedência do modelo de histerese bilinear

r – Rácio entre a rigidez após cedência e inicial do modelo de histerese bilinear

T_i – Período do modelo de histerese correspondente à rigidez inicial (s)

k_{eff} – Rigidez secante do modelo de histerese (kN/m)

T_{eff} – Período efetivo do modelo de histerese (s)

A_1 – Área correspondente à zona com maior amortecimento possível para o ciclo bilinear

A_2 – Área correspondente ao ciclo em estudo

ANL – Análise não linear

ALE – Análise linear equivalente

$U_{max}(ANL)$ – Deslocamento máximo da análise não linear (m)

$U_{max}(ALE)$ – Deslocamento máximo da análise linear equivalente (m)

$\xi_{Jacobsen}$ – Coeficiente de amortecimento calculado segundo Jacobsen

$var(i)$ – Variação do incremento do coeficiente de amortecimento utilizado em cada iteração do processo de convergência da análise linear equivalente

f – Frequência da estrutura (Hz)

1

INTRODUÇÃO

1.1. ENQUADRAMENTO DO PROBLEMA EM ANÁLISE

O controlo de vibrações em estruturas de engenharia civil tem sido um problema debatido e estudado ao longo dos últimos anos. Sendo os sismos fenómenos naturais de carácter imprevisível não só quanto à sua ocorrência, como também no que diz respeito às suas características, sempre foi um desafio dimensionar as estruturas de forma a que tivessem um comportamento adequado perante estas ocorrências. Como resultado, têm sido propostos inúmeros sistemas de controlo de vibrações baseados nas mais diferentes tecnologias.

As várias técnicas de controlo utilizadas em edifícios podem ser divididas em diversos tipos segundo as suas características. Por exemplo, os sistemas de controlo ativo utilizam energia externa para atuar sobre a estrutura de forma a mantê-la sob certos limites. Além disso, estes sistemas são muito dispendiosos apesar de esta ser uma técnica eficaz, no caso de falhas de energia este sistema fica totalmente inutilizado. Já os sistemas de controlo passivo, em oposição aos ativos, não dependem de energia exterior para funcionarem. Apesar de estes sistemas serem tecnicamente menos evoluídos do que os sistemas ativos, têm a vantagem de serem mais fiáveis em caso de falha de energia decorrente da atuação de um sismo. Além disso, conseguem dissipar grandes quantidades de energia e suportar elevadas ações exteriores. Associado ao facto de possuírem relativamente baixos custos de instalação e manutenção, leva a que antes de qualquer técnica de controlo com carácter ativo, deva ser estudada a instalação de soluções passivas. Por estas razões, estas soluções são de controlo passivo são as mais utilizadas em obras de Engenharia Civil por todo o mundo.

Nesta tese irá ser estudado um tipo de sistema de controlo passivo designado de atuador de massa sintonizada (TMD) de grandes dimensões. Nas aplicações mais correntes os TMDs são utilizados para o controlo de vibrações harmónicas, sendo que no caso do controlo sísmico de edifícios, estes sistemas não são tão eficazes devido à sua massa de pequena dimensão.

Daí surge a ideia de TMDs de grandes dimensões, os quais apresentam algumas vantagens, como será discutido em capítulos posteriores, mas cujo principal ponto é que permite a utilização de TMDs para controlo sísmico de edifícios.

Ao longo dos últimos anos foram desenvolvidas várias metodologias para sintonização destes dispositivos, baseadas em diferentes pressupostos, mas cuja base fundamental consiste em considerar que a estrutura, incluindo o TMD, possui comportamento linear. Porém, se se considerar que em edifícios com TMDs de grandes dimensões a divisão da estrutura principal com o TMD é feita através de pares de isolamento de base, e que estes apresentam um limite de cedência para o qual deixam de ter um comportamento linear, pode ser levantada a dúvida quanto à validade das metodologias

desenvolvidas e que apenas consideram o comportamento linear. É sobre este problema que incidirá este trabalho, tentando esclarecer se a consideração de comportamento não-linear dos aparelhos de isolamento base, introduz ou não diferenças significativas, de tal forma que terão que ser propostos novos métodos de dimensionamento para TMDs de grandes dimensões.

1.2. OBJETIVOS E BREVE DESCRIÇÃO DA ORGANIZAÇÃO DA TESE

Após as análises introdutórias do primeiro capítulo, no segundo capítulo estudaram-se em pormenor os TMDs de grandes dimensões, assim como as suas vantagens, desvantagens e métodos de dimensionamentos. Também se referem as razões pelas quais estes dispositivos se adequam ao controlo de ações sísmicas e qual o princípio de funcionamento de um TMD de grandes dimensões.

Posteriormente, no terceiro capítulo, havendo necessidade de fazer uma análise não-linear da estrutura, foi desenvolvido um algoritmo que possibilita a introdução destes efeitos. Este capítulo, além da descrição deste algoritmo de análise não-linear, apresenta toda a base teórica, como a teoria de espaço estado, na qual este foi baseado.

Seguidamente, no quarto capítulo, sendo possível obter a resposta da análise não-linear e linear, a definição das características de dimensionamento, como a da rigidez e coeficiente de amortecimento do TMD no caso da análise não-linear, é essencial. Porém, ao contrário de uma análise linear em que as características dinâmicas da análise não se alteram, numa análise não-linear estas são variáveis. Neste caso, de forma a comparar os dois tipos de comportamento, a análise não-linear tem de ser convertida numa análise linear equivalente e assim possibilitar a obtenção das rigidezes e coeficientes de amortecimento equivalentes.

No quinto capítulo, tendo nesta fase todas as ferramentas necessárias, pode-se finalmente proceder à comparação de resultados entre a análise linear e não-linear. É feita uma apreciação das diferenças de resultados entre as duas análises, assim como da diferença dos parâmetros ótimos para a minimização dos deslocamentos e acelerações da estrutura principal.

Por último, no sexto capítulo, apresentam-se as conclusões gerais do trabalho.

2

TMDs DE GRANDES DIMENSÕES

2.1. INTRODUÇÃO

Um TMD (Tuned Mass damper) convencional consiste num dispositivo de controlo de vibrações, sendo constituído por uma massa que é ligada à estrutura através de uma mola e um amortecedor. Procura-se que esta massa esteja sintonizada de modo a atuar sobre a frequência da estrutura em questão.

A ação exercida por este dispositivo, ou melhor, pela sua reação na estrutura principal é função do tempo e atua de modo a atenuar o movimento desta. Assim, consegue absorver a energia induzida pela excitação. A procura da frequência que melhor permite maximizar a absorção de energia dá origem ao que se costuma designar por “afinação” do TMD.

Os TMDs são utilizados para controlar os modos específicos de vibração da estrutura excitados pela ação atuante. Em situações normais, o controlo do primeiro modo é suficiente para reduzir o nível de vibrações na estrutura. Caso seja necessário controlar mais que um modo de vibração, terá que ser instalado um TMD adicional por cada modo que se queira controlar.

Os TMDs de grandes dimensões são dispositivos semelhantes aos descritos anteriormente, com a particularidade de possuírem uma massa elevada em relação à massa modal do modo que se pretende controlar. Isto, em contraste com os TMDs regulares que possuem uma massa muito inferior à da estrutura.

Normalmente, este tipo de TMDs pode atingir uma massa que pode ser igual à massa de estrutura que pretende controlar. Por essa razão, torna-se difícil adicionar à estrutura a massa correspondente ao TMD por razões arquitetónicas ou mesmo estruturais. Por norma, a massa deste tipo de TMDs corresponde a uma parte do edifício, sendo a articulação entre estas duas subestruturas feitas com aparelhos próprios, normalmente aparelhos de isolamento de base, que apesar de ligarem as duas subestruturas, permitem o movimento relativo entre elas.

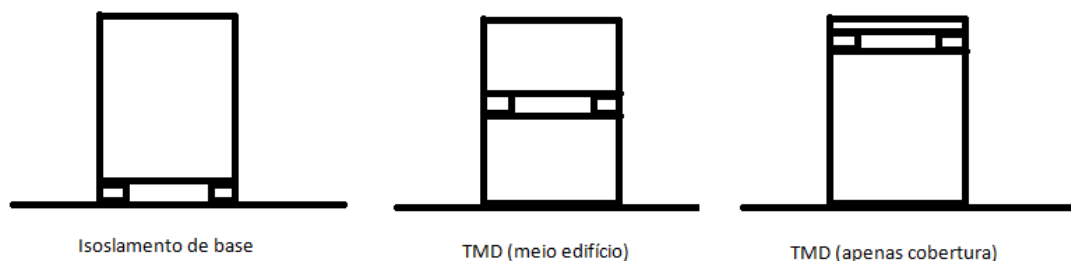


Figura 1 - Implementação de um TMD de grandes dimensões num edifício

2.2. VANTAGENS DOS TMDs DE GRANDES DIMENSÕES

A vantagem deste tipo de TMDs é que se revelam vantajosos no controlo sísmico de edifícios, devido à sua massa elevada que permite um melhor aproveitamento do amortecimento mobilizável. Em oposição, a aplicação dos TMDs usuais destina-se mais para o controlo de ações harmónicas.

O bom comportamento dos TMDs de grandes dimensões em relação aos sismos, dá-se também pelo facto da resposta estrutural a ações não harmónicas, não depender tanto do coeficiente de amortecimento da estrutura como no caso das ações harmónicas. O que acontece, é que para estruturas correntes com baixo coeficiente de amortecimento, mesmo um pequeno aumento do amortecimento leva a um aumento significativo deste parâmetro em termos percentuais. Este efeito representa uma grande influência na amplitude da resposta da estrutura, já que sendo o fator de amplificação dinâmica (FAD) inversamente proporcional ao coeficiente de amortecimento, um aumento moderado deste coeficiente leva a uma significativa redução do FAD, e logo da resposta máxima.

Quanto ao amortecimento intrínseco das estruturas de engenharia civil, pode-se dizer que por norma, no caso de estruturas metálicas é tipicamente inferior a 1%, assumindo no caso de estruturas de betão valores entre 2 e 5%. Este parâmetro, sendo de difícil determinação, depende de vários fatores. A única forma de poder estimar um valor aproximado é através de ensaios da estrutura. Porém, apesar de no caso dos TMDs de grandes dimensões se desejar o máximo de amortecimento a induzir ao sistema, há um limite para o qual o TMD começa a perder eficácia. Sendo assim, é de grande interesse a determinação dos parâmetros ótimos do dispositivo de controlo.

Uma forma de poder estimar o acréscimo do amortecimento estrutural com a introdução do TMD é proposta por Villaverde [16], que concluiu que o amortecimento final estrutural corresponde a uma média do amortecimento inicial da estrutura com o amortecimento acrescido pelo TMD. Apesar de esta fórmula apresentar excelentes estimativas, sobretudo para casos com rácios de massa pequenos, esta média serve para se ter uma noção do efeito que a introdução de TMDs pode representar na estrutura. Esta conclusão pode ser estendida posteriormente aos casos com grandes rácios de massa.

É preciso ter em atenção, que quando se adiciona uma massa ao edifício com o objetivo de aumentar o amortecimento, esta massa não deverá ser demasiado pequena. Se tal acontecer, haverá o risco de não ocorrer movimento relativo entre a estrutura principal e o TMD, não havendo então mobilização de amortecimento estrutural. Daqui vem a ideia de que, de forma a impor a uma estrutura um grande grau de amortecimento é necessário um rácio de massa elevado para que o movimento da massa do TMD não bloqueie. É partindo deste princípio que surge a ideia de materializar o TMD como sendo uma parte do edifício. Os pisos que servem de TMD irão ter a particularidade de sofrerem grandes deslocamentos, de modo que é desaconselhável estes serem habitados, podendo ser pisos técnicos ou coberturas. Além disso, é necessário ter em consideração os deslocamentos relativos entre o TMD e o edifício no que diz respeito à passagem de elementos não estruturais como condutas de água etc.

Outra vantagem que advém dos TMDs terem grande massa, está relacionado com a elevada robustez apresentada por esta solução, sendo menos sensível à afinação do TMD. Seguidamente descrevem-se as várias metodologias para sintonização de TMDs de grandes dimensões.

2.3. SINTONIZAÇÃO DE TMDs DE GRANDES DIMENSÕES

Para sintonizar TMDs de grandes dimensões existem vários métodos propostos por diferentes autores. Todos estes métodos estão assentes no mesmo modelo, que consiste num sistema 2 graus de liberdade (2 GL). Basicamente representa a estrutura principal com massa m_1 , com uma determinada rigidez k_1 , e um dado amortecimento, c_1 ; ligada a uma estrutura secundária que representa o TMD, com massa

m_2 , rigidez k_2 , e amortecimento c_2 . Relacionando todas estas variáveis, e de forma a simplificar o processo de dimensionamento, os fatores utilizados para definir o TMD são: rácio de massa, $\mu = \frac{m_2}{m_1}$; rácio de frequências, $\gamma = \frac{\omega_2}{\omega_1}$, sendo $\omega_i^2 = \frac{k_i}{m_i}$; e coeficiente de amortecimento do TMD, ξ_2 .

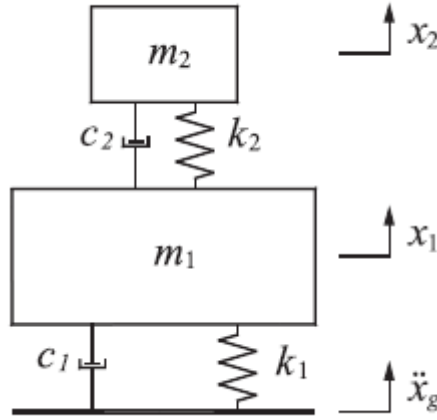


Figura 2 - Sistema de 2 GL representativo de estrutura principal e TMD

De entre os métodos os existentes, estes podem ser divididos em dois tipos principais. O primeiro tipo são aqueles baseados nas características da excitação introduzida pelo solo. Um destes métodos é, por exemplo, o apresentado por Feng & Mita [7], o qual procura reduzir os deslocamentos e acelerações da estrutura supondo que a ação do sismo pode ser representada por um ruído branco. Daí resultaram as seguintes fórmulas de dimensionamento em casos se queiram minimizar os deslocamentos da estrutura principal:

$$\gamma^{opt} = \frac{\sqrt{1 - \mu/2}}{1 + \mu} \quad (1)$$

$$\xi_2^{opt} = \frac{1}{2} \sqrt{(1 + \mu)\gamma^4 + \gamma^2 + \frac{1 - 3(1 + \mu)^2\gamma^2}{(1 + \mu)^3}} \quad (2)$$

Em casos se queiram minimizar as acelerações do TMD:

$$\gamma^{opt} = 0 \quad (3)$$

$$\xi_2^{opt} = \frac{\gamma}{2} \sqrt{(1 + \mu)\gamma^2 + 1 + \frac{1}{1 + \mu}} \quad (4)$$

Outro trabalho, que é um exemplo deste tipo de métodos, é o método desenvolvido por Hoang *et al.* [8], o qual procura obter os parâmetros de dimensionamento considerando que a ação sísmica é modelada por um processo estocástico estacionário, com um espectro de densidade espectral dado pelo espectro de Kanai-Tajimi. Neste caso a ação sísmica é caracterizada por rácios da frequência do solo em relação à frequência da estrutura que se pretende controlar, $\beta = \omega_g/\omega_1$. As fórmulas de dimensionamento de TMDs estão estabelecidas para vários valores de β , sendo dadas por:

Para $\beta = 1$

$$\gamma^{opt} = \frac{\sqrt{(1 - 0.6\mu)(1 + \mu^2)}}{1 + \mu} - 0.7\xi_1 \quad (5)$$

$$\xi_2^{opt} = \frac{\sqrt{\mu(1 + 2.5\mu + 2\mu^2)}}{2(1 + 2.7\mu)} \quad (6)$$

Para $1 < \beta < 3$

$$\gamma^{opt} = \frac{\sqrt{(1 - \beta\mu/6)}}{1 + \mu} - \frac{0.7\xi_1}{1 - \mu/2} \quad (7)$$

$$\xi_2^{opt} = \sqrt{\frac{\mu(1 - \mu/4)}{4(1 + \mu)(1 - \mu/2)}} + 0.25\mu\xi_1 \quad (8)$$

Para $\beta \geq 3$

$$\gamma^{opt} = \frac{\sqrt{(1 - \mu/2)}}{1 + \mu} - \frac{0.7\xi_1}{1 - \mu/2} \quad (9)$$

$$\xi_2^{opt} = \sqrt{\frac{\mu(1 - \mu/4)}{4(1 + \mu)(1 - \mu/2)}} + 0.25\mu\xi_1 \quad (10)$$

Outro tipo de métodos são aqueles que se baseiam em características específicas do sistema, como o coeficiente de amortecimento que se pretende alcançar, em vez das características da excitação. Como exemplo desta abordagem, tem-se o método desenvolvido por Sadek *et al.* [15], no qual se tenta obter os parâmetros de dimensionamento do TMD igualando as frequências de vibração e coeficientes de amortecimento de ambos os graus de liberdade do sistema. Apesar de esta estratégia resultar em maiores valores de amortecimento, comprovou-se que não leva a uma resposta mínima sob a ação de sismos. Esta metodologia é resolvida como sendo um problema de valores próprios complexos, do qual resultaram as seguintes fórmulas:

Estruturas sem amortecimento:

$$\gamma^{opt} = \frac{1}{1 + \mu} \quad (11)$$

$$\xi_2^{opt} = \sqrt{\frac{\mu}{1 + \mu}} \quad (12)$$

Estruturas com amortecimento:

$$\gamma^{opt} = \frac{1}{1 + \mu} \left[1 - \xi_1 \sqrt{\frac{\mu}{1 + \mu}} \right] \quad (13)$$

$$\xi_2^{opt} = \frac{\xi_1}{1 + \mu} + \sqrt{\frac{\mu}{1 + \mu}} \quad (14)$$

Como último exemplo deste tipo de métodos, temos a proposta apresentada por Moutinho [11]. Neste procedimento, de forma a se encontrarem os parâmetros ótimos, são igualados os coeficientes de amortecimento dos dois graus de liberdade, mas não necessariamente frequências de vibração, sendo neste ponto distinto da metodologia de Sadek. Os resultados apresentados nesta mesma proposta, demonstram que esta metodologia atinge valores ótimos para menores coeficientes de amortecimento do que os requeridos por Sadek. Esta proposta distingue-se essencialmente pela metodologia mais realista do processo de dimensionamento e pela possibilidade de usar diretamente espectros de resposta em sistemas com amortecimento não clássico. Além disso, estabelece uma relação direta entre o μ e o amortecimento da estrutura. Na tabela 1, apresentam-se os valores dos parâmetros ótimos sugeridos por Moutinho para estruturas com coeficientes de amortecimento 1%, 3% e 5%.

Tabela 1 - Parâmetros ótimos sugeridos por Moutinho

μ	$\xi_1 = 0.01$			$\xi_1 = 0.03$			$\xi_1 = 0.05$		
	γ^{opt}	ξ_2^{opt}	ξ_{eff}	γ^{opt}	ξ_2^{opt}	ξ_{eff}	γ^{opt}	ξ_2^{opt}	ξ_{eff}
0.01	0.9883	0.0636	0.0357	0.9836	0.0710	0.0511	0.9754	0.0816	0.0634
0.02	0.9782	0.0889	0.0492	0.9721	0.0969	0.0639	0.9638	0.1072	0.0773
0.03	0.9681	0.1080	0.0596	0.9610	0.1165	0.0739	0.9524	0.1266	0.0879
0.04	0.9585	0.1239	0.0682	0.9508	0.1328	0.0823	0.9422	0.1428	0.0968
0.05	0.9490	0.1378	0.0757	0.9410	0.1470	0.0898	0.9320	0.1569	0.1047
0.06	0.9398	0.1502	0.0825	0.9314	0.1598	0.0966	0.9219	0.1694	0.1118
0.07	0.9307	0.1615	0.0887	0.9220	0.1713	0.1028	0.9122	0.1809	0.1182
0.08	0.9218	0.1719	0.0944	0.9128	0.1819	0.1086	0.9026	0.1914	0.1242
0.09	0.9132	0.1815	0.0997	0.9038	0.1918	0.1141	0.8934	0.2012	0.1298
0.10	0.9047	0.1905	0.1047	0.8950	0.2010	0.1193	0.8843	0.2103	0.1351
0.12	0.8882	0.2070	0.1138	0.8779	0.2179	0.1290	0.8666	0.2270	0.1448
0.14	0.8723	0.2218	0.1221	0.8617	0.2331	0.1379	0.8497	0.2420	0.1536
0.16	0.8569	0.2353	0.1298	0.8462	0.2469	0.1461	0.8345	0.2557	0.1618
0.18	0.8421	0.2477	0.1368	0.8310	0.2596	0.1539	0.8189	0.2683	0.1694
0.20	0.8278	0.2591	0.1434	0.8165	0.2714	0.1612	0.8044	0.2799	0.1764
0.25	0.7942	0.2821	0.1595	0.7824	0.2951	0.1764	0.7701	0.3066	0.1925
0.30	0.7633	0.3021	0.1731	0.7511	0.3159	0.1905	0.7388	0.3292	0.2066
0.35	0.7347	0.3204	0.1860	0.7223	0.3332	0.2029	0.7098	0.3459	0.2193
0.40	0.7081	0.3366	0.1979	0.6957	0.3488	0.2145	0.6830	0.3609	0.2308
0.45	0.6835	0.3502	0.2084	0.6710	0.3626	0.2252	0.6583	0.3743	0.2414
0.50	0.6605	0.3629	0.2186	0.6480	0.3749	0.2352	0.6353	0.3865	0.2511
0.60	0.6188	0.3858	0.2377	0.6065	0.3962	0.2534	0.5940	0.4077	0.2698
0.70	0.5822	0.4042	0.2543	0.5700	0.4146	0.2701	0.5577	0.4253	0.2861
0.80	0.5496	0.4201	0.2696	0.5377	0.4301	0.2852	0.5257	0.4403	0.3009
0.90	0.5205	0.4341	0.2837	0.5089	0.4437	0.2991	0.4972	0.4528	0.3141
1.00	0.4943	0.4464	0.2968	0.4830	0.4556	0.3119	0.4716	0.4645	0.3268

3

ALGORITMO DE ANÁLISES NÃO-LINEARES

3.1. INTRODUÇÃO

Nos métodos correntes de dimensionamento de TMDs, em regra considera-se que estes aparelhos de controlo de vibrações têm um comportamento linear, podendo a resposta do edifício incluindo o TMD ser facilmente obtida pela integração das equações de equilíbrio dinâmico. Porém, como é sabido, a instalação de um TMD conduz a que o sistema seja separado em duas subestruturas, sendo uma a estrutura principal e outra o TMD. Os elementos que fazem a ligação entre as duas subestruturas, permitindo deslocamentos relativos entre elas, são por norma aparelhos de isolamento base que, independentemente do tipo que sejam, apresentam cedência para determinada força, isto é, apresentam comportamento não-linear.

Quando se trata do comportamento dinâmico linear de um sistema de um grau de liberdade, assume-se que a força de restituição de um sistema é proporcional ao deslocamento, assim como o amortecimento é proporcional à velocidade. Se, além disto, se se considerar massa constante, chega-se à equação de movimento com a seguinte forma:

$$m\ddot{y} + c\dot{y} + ky = F(t) \quad (15)$$

Porém, numa situação em que o comportamento é elastoplástico, como é o caso considerado para análise, estas considerações não são adequadas, requerendo um modelo em que a força elástica não permaneça diretamente proporcional para qualquer valor do deslocamento.

Com o objetivo de obter uma ferramenta para calcular a resposta estrutural ao longo do tempo devido a ações sísmicas, tanto em análises lineares como em análises não-lineares, foi desenvolvido um algoritmo que permite esta apreciação em sistemas com múltiplos graus de liberdade. Neste caso é possível escolher quais os graus de liberdade a considerar como não-lineares e impor quais as condições desta não-linearidade.

De forma a obter as respostas ao longo do tempo, optou-se por utilizar a metodologia de espaço estado que permite uma análise passo-a-passo. Considerando que este procedimento determina as respostas de análises lineares, o objetivo será impor restrições e condições ao algoritmo, de forma a conseguir modelar a não-linearidade pretendida. Este algoritmo serve também de base para um assunto que se irá discutir posteriormente acerca de análises lineares equivalentes, e no qual a determinação dos ciclos de histerese desenvolvidos pelos graus de liberdade não-lineares é essencial.

Com o objetivo de melhor perceber a génese deste algoritmo, seguidamente procede-se a uma exposição da teoria de espaço estado, assim como se indica quais as modificações impostas nesta teoria de forma a implementar a não-linearidade num determinado grau de liberdade.

3.2. TEORIA DE ESPAÇO ESTADO

Esta metodologia consiste numa abordagem que tem a vantagem de trabalhar com as matrizes reais do sistema e de facilmente poderem ser introduzidos comportamentos não-lineares. Um fator essencial a ter em conta, é que é possível trabalhar com matrizes de amortecimento não clássicas, o que é de extrema importância já que são matrizes deste tipo que se obtêm quando se adicionam TMDs à estrutura.

Esta teoria considera três variáveis: variáveis de estado, variáveis de entrada e variáveis de saída. As variáveis de estado são aquelas que caracterizam o sistema num dado instante t_0 , e que permitem saber qual a resposta num instante t maior que t_0 . Ora, estas variáveis são introduzidas sob a forma de um vetor, $x(t)$, sendo este constituído pelos deslocamentos e velocidades dos N graus de liberdade da estrutura. Desta forma um sistema com N graus de liberdade terá um vector de estado $2N \times 1$.

$$x(t) = \begin{bmatrix} u_1(t) \\ u_2(t) \\ \dots \\ u_n(t) \\ \dot{u}_1(t) \\ \dot{u}_2(t) \\ \dots \\ \dot{u}_n(t) \end{bmatrix} \quad (16)$$

Seguidamente há que incluir as ações externas aplicadas no sistema através das variáveis de entrada, $u(t)$, sendo que este vector para um sistema de N graus de liberdade terá uma dimensão $N \times 1$, em que uma dada linha " i " corresponde à ação nesse mesmo grau de liberdade " i ".

$$u(t) = \begin{bmatrix} F_1(t) \\ F_2(t) \\ \dots \\ F_n(t) \end{bmatrix} \quad (17)$$

Por último, as variáveis de saída são utilizadas em situações em que se pretende conhecer a resposta do sistema em determinados graus de liberdade. Neste caso as variáveis de saída coincidem com as variáveis de estado.

A formulação de estado baseia-se na conversão de um sistema com N equações de equilíbrio dinâmico de 2ª ordem em $2N$ equações de 1º ordem chegando-se à seguinte equação de estado:

$$\dot{x}(t) = A \times x(t) + B(t) \quad (18)$$

As matrizes A e B dependem somente das características físicas do sistema, isto é, da matriz de massa (M), rigidez (K) e amortecimento (C). Estas matrizes são constantes para qualquer instante de tempo de análise, variando só de instante para instante os vetores de estado e de entrada, $x(t)$ e $u(t)$. As matrizes A e B são definidas da seguinte maneira:

$$A = \begin{bmatrix} 0 & I \\ -M^{-1} \times K & -M^{-1} \times C \end{bmatrix}$$

$$B = \begin{bmatrix} 0 \\ -M^{-1} \times J \end{bmatrix}$$

Num sistema de N graus de liberdade as matrizes M, C , e K têm dimensão $N \times N$, deste modo a matriz de estado terá dimensão $2N \times 2N$, sendo que a matriz identidade e a matriz nula terão dimensão $N \times N$. A matriz B tem dimensão $2N \times N$, sendo a matriz J uma matriz diagonal de dimensão $N \times N$, e cujo significado está associado à ligação da ação exterior aos N graus de liberdade. Logo, esta matriz apresentará valores unitários ou nulos conforme exista ou não ação aplicada num determinado grau de liberdade.

A solução da equação de estado para sistemas discretos está indicado na eq. (19). É importante referir que esta formulação, utiliza o vetor de estado e vetor de entrada num instante t para determinar a resposta no instante $t + \Delta t$. Posto isto, consegue-se perceber que o resultado de uma dada iteração, irá servir de vetor de estado para a resposta no instante seguinte, “alimentando-se” o método sucessivamente com os resultados da iteração anterior. A primeira iteração é a única para a qual o utilizador necessita de impor as condições de estado iniciais, $x(t_0)$.

$$x(t + \Delta t) = E \times x(t) + G \times u(t) \quad (19)$$

A matriz E apresenta dimensão $2N \times 2N$ e matriz G dimensão $2N \times N$ e são obtidos por combinações das matrizes de estado e de entrada atrás mencionadas. A matriz E é apenas dependente da matriz A , e a matriz G depende das matrizes de estado A , matriz E , matriz de entrada B e matriz identidade I , sendo Δt o intervalo de discretização temporal.

$$E = e^{\Delta t \times A} \quad (20)$$

$$G = [A^{-1} \times (E - I)] \times B \quad (21)$$

3.3. COMPORTAMENTO ELASTOPLÁSTICO

O comportamento não-linear característico dos aparelhos de apoio pode assemelhar-se ao comportamento elastoplástico. Os sistemas com este tipo de comportamento apresentam um limite de força a partir do qual se dizem estar em cedência ou regime plástico. A partir desta determinada força,

designada por força de cedência, por muito mais que a ação aumente a força no sistema é sempre constante e igual à força de cedência ou então proporcional a uma rigidez existente após cedência. Antes de apresentar este comportamento plástico, a estrutura passa por uma fase elástica com uma determinada rigidez inicial, voltando a esta fase elástica, exatamente com a mesma rigidez, após passar pela fase plástica. Sendo assim, a estrutura pode estar sujeita a ciclos de carga e descarga podendo então formar, tal como se mostra na figura 3, ciclos fechados designados por ciclos histeréticos cuja área interior representa a energia dissipada pelo sistema.

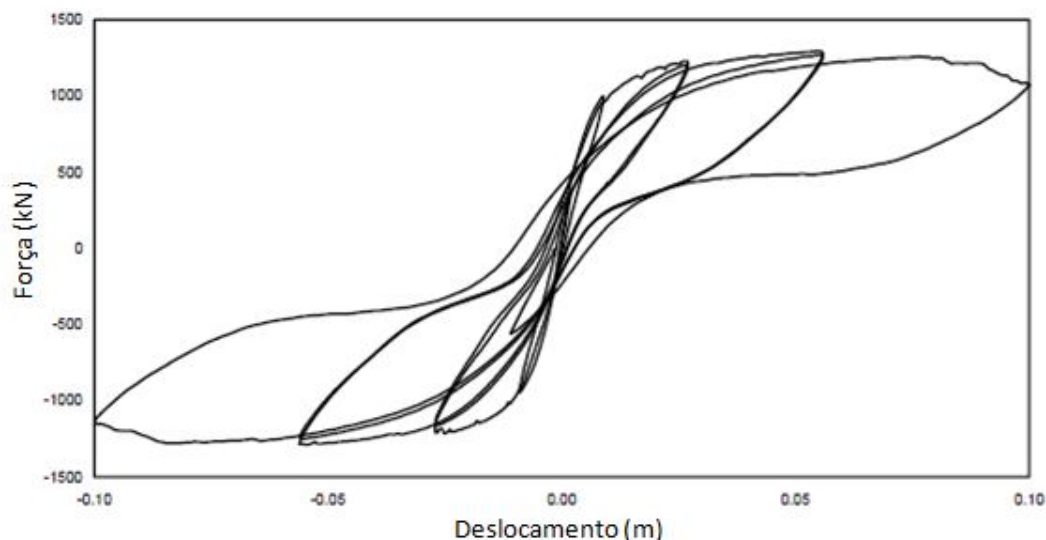


Figura 3 - Conjunto de ciclos de histerese

Existem vários modelos para representar o ciclo histerético, como por exemplo, o ciclo de Takeda, o de Ramberg Osgood ou o bilinear. Porém, apesar de todos pretendem representar o mesmo fenómeno, cada um destes modelos é construído tomando diferentes considerações. Atendendo à facilidade de programação, o modelo bilinear é sem dúvida alguma o mais simples de programar, adequando-se ao problema em análise, pelo que vai ser este o utilizado. O algoritmo de análise elastoplástica irá ser aplicado a aparelhos de isolamento base sujeitos a ações sísmicas. Desta forma, tendo em conta os dados disponibilizados por fabricantes quanto às propriedades dos materiais do equipamento em questão, considera-se que cada aparelho terá rigidez inicial, $k_1 = k_i$, força de cedência, F_y , e também o valor da rigidez após cedência, $k_2 = rk_i$ (ver figura 4).

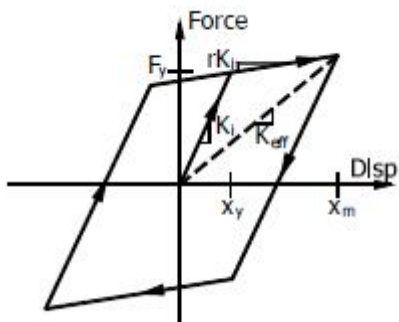


Figura 4 - Modelo bilinear do ciclo de histerese

3.4. ALGORITMO DE ANÁLISE NÃO-LINEAR

Tomou-se como ponto de partida a teoria de espaço estado que se revela ser uma ferramenta simples em termos de programação e que apresenta a resposta para análises lineares. Sendo o comportamento não-linear em questão elastoplástico, tentou-se no início perceber como evoluía com a força e deslocamento.

Analisando o modelo bilinear que representa o comportamento em estudo, percebem-se claramente duas fases distintas: a fase elástica na qual o elemento é regido por uma dada rigidez, k_1 , e a fase plástica que se inicia após a força de cedência, F_y , ser atingida, e que é regida por uma rigidez após cedência, k_2 . Em termos de programação, há vantagem em dividir este comportamento em leis mais simples de programar, mas que somados os efeitos o resultado será exatamente o mesmo (figura 5).

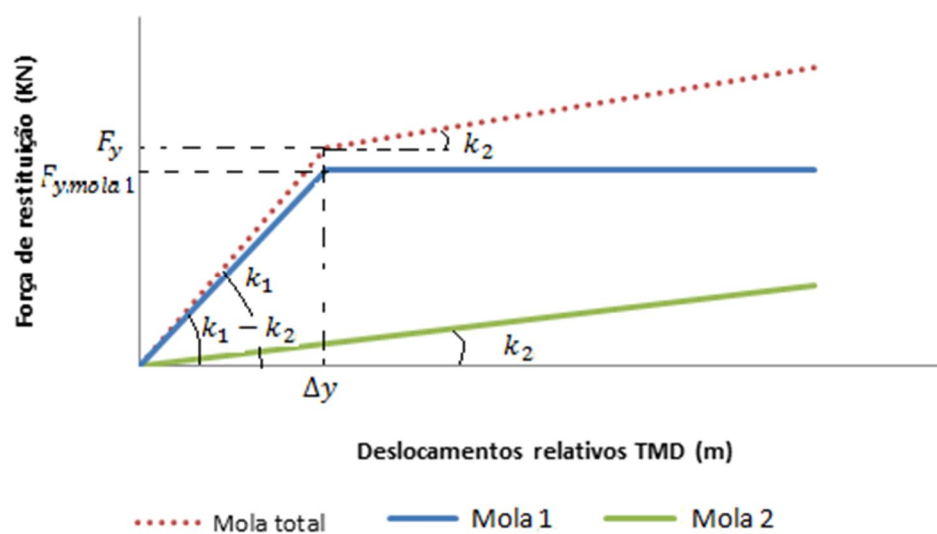


Figura 5 - Subdivisão do comportamento não-linear

Considerando que este comportamento pode ser traduzido pelo funcionamento de várias molas, o que se acabou por se fazer foi dividir uma mola de maior complexidade em duas molas em paralelo: uma mola não-linear designada por mola 1, com rigidez inicial $k_{mola\ 1} = k_1 - k_2$, rigidez nula após cedência e uma força de cedência $F_{y,mola\ 1} = F_y - \Delta y \times k_{mola\ 2}$; e uma mola linear que se irá designar por mola 2, com rigidez $k_{mola\ 2} = k_2$.

Considerando agora uma estrutura com $2GL$, sendo que o primeiro representa a estrutura principal e o segundo o TMD, o objetivo será introduzir o comportamento elastoplástico entre o primeiro e o segundo grau de liberdade. Sendo assim, nesta fase do problema têm-se duas molas, sendo que apenas uma destas molas poderá ser introduzida diretamente na matriz de rigidez, a mola 1, tendo a outra de ser inserida através de forças adicionais à ação exterior, a mola 2. Quanto à decisão de qual a mola a introduzir diretamente na matriz de rigidez, esta baseou-se no facto de que para conseguir representar a mola 1, com a sua rigidez inicial e o seu patamar após cedência, é necessário impor restrições ao algoritmo da metodologia de espaço estado, de forma que esta tem de estar inserida na estrutura, isto é, na matriz de rigidez, enquanto que a mola 2, como é linear, pode facilmente ser traduzida em força, e ser adicionada à ação exterior. Procedendo desta maneira as matrizes do sistema são as indicadas seguidamente, sendo que k_{est} , c_{est} e m_{est} representam respetivamente, rigidez, amortecimento e

massa da estrutura principal. É importante também chamar à atenção, que $c_{adicional}$ representa o amortecimento adicional introduzido no TMD para além do amortecimento de histerese.

$$K = \begin{bmatrix} k_{est} + k_{mola\ 1} & -k_{mola\ 1} \\ -k_{mola\ 1} & k_{mola\ 1} \end{bmatrix}; \quad C = \begin{bmatrix} c_{est} + c_{adicional} & -c_{adicional} \\ -c_{adicional} & c_{adicional} \end{bmatrix}; \quad M = \begin{bmatrix} m_{est} & 0 \\ 0 & m_{TMD} \end{bmatrix}$$

Para conseguir representar a rigidez inicial da mola 1, como esta está inserida na matriz de rigidez, consegue-se obter os deslocamentos desta fase elástica sem qualquer dificuldade. Porém, quando se passa para a fase plástica, na qual a rigidez na mola 1 é nula, terá que se arranjar uma outra maneira de impor esta condição. Como o pretendido é restringir a força a que é sujeito o segundo grau de liberdade à força de cedência, $F_{y,mola\ 1}$, procurou-se fazer isso impondo um deslocamento fictício. Sendo certo que o deslocamento de cedência, Δy , é o deslocamento para qual, considerando a rigidez inicial da mola presente no sistema, se consegue forçar o sistema a ser limitado pela força de cedência, $F_{y,mola\ 1}$. Seguindo este raciocínio pode-se considerar que:

$$x(t + \Delta t) = E \times x(t) + G \times u(t) \quad (22)$$

Sendo,

$$x(t + \Delta t) = \begin{bmatrix} u_1(t) \\ u_2(t) \\ \dot{u}_1(t) \\ \dot{u}_2(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x(1, t + \Delta t) \\ x(2, t + \Delta t) \\ x(3, t + \Delta t) \\ x(4, t + \Delta t) \end{bmatrix}; \quad x(t) = \begin{bmatrix} x(1, t) \\ x(2, t) \\ x(3, t) \\ x(4, t) \end{bmatrix}; \quad u(t) = \begin{bmatrix} F_1(t) \\ F_2(t) \end{bmatrix}$$

$$Se \ x(2, t + \Delta t) - x(1, t + \Delta t) \geq \Delta y$$

$$x(fictício, t + \Delta t) = \Delta y + x(1, t + \Delta t) \quad (23)$$

$$Se \ x(2, t + \Delta t) - x(1, t + \Delta t) \leq -\Delta y$$

$$x(fictício, t + \Delta t) = -\Delta y + x(1, t + \Delta t) \quad (24)$$

O que se está a impor é que se o deslocamento relativo entre o primeiro e o segundo grau de liberdade for maior que o deslocamento de cedência, então esse deslocamento, para efeitos de cálculo do vetor de estado da iteração seguinte, terá de ser restringido ao deslocamento de cedência. Claro que como o vector de estado trabalha com deslocamentos absolutos, a este deslocamento relativo imposto terá que ser adicionado o deslocamento do primeiro grau de liberdade. É de salientar que esta substituição é apenas para efeito de cálculo de iteração seguinte, sendo que o deslocamento e velocidades reais são os do vector estado originalmente obtidos naquela iteração.

Vetor de estado com deslocamentos e velocidades reais:

$$x(t + \Delta t) = \begin{bmatrix} x(1, t + \Delta t) \\ x(2, t + \Delta t) \\ x(3, t + \Delta t) \\ x(4, t + \Delta t) \end{bmatrix}$$

Vetor de estado fictício para cálculo da iteração seguinte:

$$x(t + \Delta t) = \begin{bmatrix} x(1, t + \Delta t) \\ x(\text{fictício}, t + \Delta t) \\ x(3, t + \Delta t) \\ x(4, t + \Delta t) \end{bmatrix}$$

Quanto à mola 2, sendo esta uma mola linear associada ao segundo grau de liberdade, a força correspondente pode ser simplesmente obtida considerando a rigidez da mola e o deslocamento relativo do grau de liberdade em questão. Desta forma, para o cálculo num dado instante $t + \Delta t$, o vetor de entrada correspondente ao instante t a ser utilizado será:

$$u(t) = \begin{bmatrix} F_1(t) \\ F_2(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \Delta F(t) \\ -\Delta F(t) \end{bmatrix} \quad (25)$$

Sendo que,

$$\Delta F(t) = K_{mola\ 2} \times [x(2, t) - x(1, t)] \quad (26)$$

Quanto aos sentidos das forças adicionais, ao impor um deslocamento no segundo grau de liberdade, a reação da mola no grau de liberdade 2 é no sentido contrário ao deslocamento aplicado, enquanto que no grau de liberdade 1 a reação é no mesmo sentido do deslocamento. Desta forma, a resposta de análises não-lineares a ações sísmicas pode ser facilmente obtida, sendo importante referir que esta metodologia pode ser estendida a sistemas N graus de liberdade com mais que um grau de liberdade não-linear.

3.5 COMPARAÇÃO DA RESPOSTA DO ALGORITMO DE ANÁLISE NÃO-LINEAR COM O SOLVIA

De forma a validar os resultados obtidos através do algoritmo criado para análises não-lineares, optou-se por fazer uma comparação com um programa que também faz análises não-lineares, o SOLVIA. Foi considerado um sistema de $2GL$, sendo que o $1^\circ GL$ constitui a estrutura principal e o $2^\circ GL$ constitui o TMD, estando o sistema sujeito a 1 sismo gerado a partir de um determinado espectro de resposta. A estrutura possui um rácio de massa de $\mu = 1.0$, sendo as matrizes do sistema as seguintes:

$$K = \begin{bmatrix} 6.4 \times 10^6 + k_{TMD} & -k_{TMD} \\ -k_{TMD} & k_{TMD} \end{bmatrix}; \quad C = \begin{bmatrix} 24000 + C_{adicional} & -C_{adicional} \\ -C_{adicional} & C_{adicional} \end{bmatrix};$$

$$M = \begin{bmatrix} 9000 & 0 \\ 0 & 9000 \end{bmatrix}$$

Considerou-se que para além do amortecido de histerese que é introduzido pelo comportamento não-linear, não há adição de mais nenhum amortecimento, sendo $C_{adicional} = 0$. Quanto aos dados do TMD, serão introduzidos 34 aparelhos de isolamento de base, tendo cada um as seguintes propriedades: rigidez inicial de $k_1 = 8000$ KN, rigidez após de cedência $k_2 = 800$ KN, e deslocamento de cedência $\Delta y = 0.0275$ m. Desta forma, para efeitos de aplicação no algoritmo de análise não-linear, $k_{mola\ 1} = 34 \times 7200 = 244800$ KN, $k_{mola\ 2} = 34 \times 800 = 27200$ KN e $\Delta y = 0.0275$ m. Tendo em conta que as matrizes do sistema devem estar adequadas ao algoritmo de análise não linear criado, a matriz de rigidez passa a ter o seguinte formato:

$$K = \begin{bmatrix} 6.4 \times 10^6 + k_{TMD} & -k_{TMD} \\ -k_{TMD} & k_{TMD} \end{bmatrix} \rightarrow \begin{bmatrix} 6.4 \times 10^6 + k_{mola\ 1} & -k_{mola\ 1} \\ -k_{mola\ 1} & k_{mola\ 1} \end{bmatrix}$$

Sendo assim, as matrizes do sistema para aplicação no algoritmo desenvolvido serão:

$$K = \begin{bmatrix} 6644800 & -244800 \\ -244800 & 244800 \end{bmatrix}; \quad C = \begin{bmatrix} 24000 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}; \quad M = \begin{bmatrix} 9000 & 0 \\ 0 & 9000 \end{bmatrix}$$

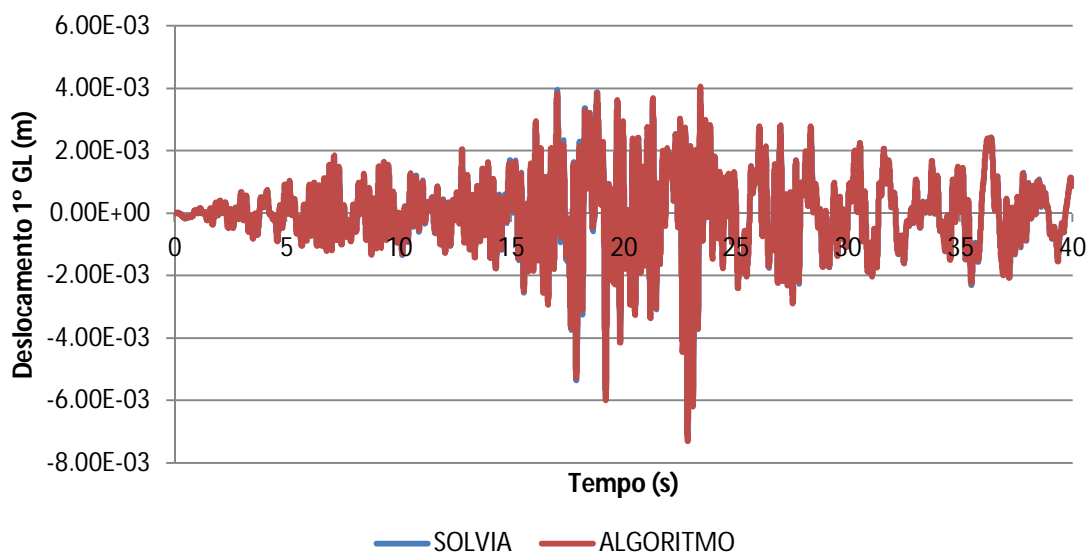


Figura 6 - Comparação do deslocamento 1ºGL para $\Delta t = 0.002s$ (algoritmo/SOLVIA)

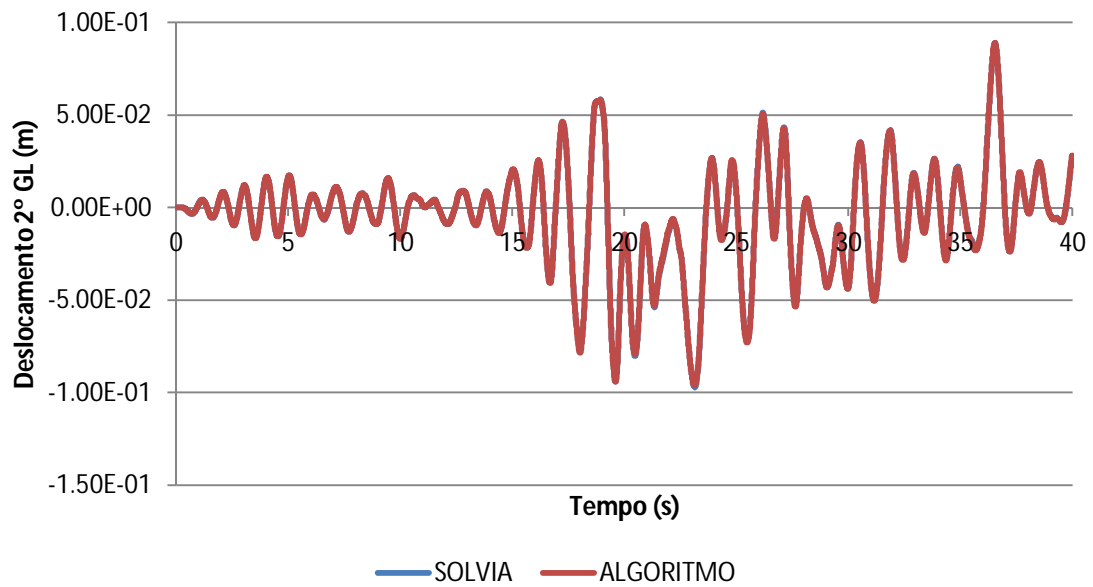


Figura 7 - Comparação do deslocamento 2ºGL para $\Delta t = 0.002s$ (algoritmo/SOLVIA)

Os gráficos indicados nas figuras 6 e 7 são as respostas da estrutura, tendo sido utilizado $\Delta t = 0.002s$. Como se pode verificar, as respostas de ambos os graus de liberdade são muito semelhantes, o que demonstra a validade do algoritmo apresentado.

4

ANÁLISES LINEARES
EQUIVALENTES

4.1. INTRODUÇÃO

Os dispositivos de ligação dos TMDs à estrutura principal são constituídos por apoios utilizados no isolamento de base. Estes são constituídos por materiais que permitem a dissipação de energia da estrutura por plastificação desses elementos. De forma a considerar este comportamento, é necessário proceder a uma análise não-linear do comportamento estrutural. O que acontece é que os métodos de dimensionamento de TMDs mais conhecidos são indicados para estruturas lineares, sendo necessário, se se quiser incluir o efeito elastoplástico, arranjar maneira de aproximar a análise não-linear por uma análise linear equivalente, de forma a que os métodos de dimensionamento se possam aplicar.

O que está em causa, não é a análise dinâmica do sistema propriamente dito, que pode ser feita facilmente incluindo os efeitos não-lineares destes equipamentos, mas sim a determinação de características equivalentes do sistema, nomeadamente o coeficiente de amortecimento e rigidez equivalentes. Espera-se desta forma apurar os parâmetros ótimos do TMD para as análises não-lineares, e verificar se estão em concordância com o ξ_2^{opt} e γ^{opt} sugeridos pelos métodos de dimensionamento existentes. A importância que daí advém é que, se a análise linear equivalente apresentar resultados de acordo com os métodos já existentes, estes poderiam então ser estendidos ao caso de dimensionamento não-linear destes aparelhos. É importante referir que neste caso, não é relevante a resposta ao longo do tempo, que poderá dar muito diferente entre as duas análises, mas sim os máximos das respostas que conduzirão à correspondência entre as análises linear equivalente e não-linear. É neste sentido que a procura do sistema equivalente deve ser feita.

4.2. DETERMINAÇÃO DO COEFICIENTE DE AMORTECIMENTO E RIGIDEZ EQUIVALENTES

Numa estrutura, o amortecimento viscoso é normalmente utilizado para representar a dissipação de energia que esta apresenta e que pode ser originada por várias razões tais como: amortecimento intrínseco dos materiais, atrito nas juntas de ligação entre elementos, etc. Porém, a determinação analítica do coeficiente de amortecimento é muito complicada devido aos fenómenos envolvidos na sua origem. Daí que a aproximação a amortecimento viscoso que, apesar de ser diferente do fenómeno real de amortecimento, torna mais simples a análise da estrutura com os métodos de análise existentes.

Pretendendo-se que a análise linear equivalente represente o comportamento histerético, pode dizer-se que o coeficiente de amortecimento viscoso equivalente, ξ_{equ} , pode ser calculado como sendo a soma entre o amortecimento inicial do elemento, ξ_0 , e o amortecimento histerético presente, ξ_{hist} .

$$\xi_{equ} = \xi_0 + \xi_{hist} \quad (27)$$

Porém, no caso em estudo, ξ_0 é considerado nulo, já que o amortecimento presente nos equipamentos de isolamento base corresponde fundamentalmente a ξ_{hist} . A obtenção deste parâmetro pode ser feita utilizando a proposta apresentada por Jacobsen [9], o qual introduz os conceitos de energia dissipada, E_{Diss} , e energia potencial, E_{Pot} , sendo relacionados da seguinte forma:

$$\xi_{hist} = \frac{1}{4\pi} \cdot \frac{\bar{\omega}}{\omega} \frac{E_{Diss}}{E_{Pot}} = \frac{1}{2\pi} \cdot \frac{E_{Diss}}{F_0 u_0} \quad (28)$$

Sendo F_0 e u_0 , a força e deslocamento de cedência, respetivamente, e $\bar{\omega}$ e ω , a frequência angular da ação e do sistema, respetivamente. Este procedimento pressupõe que o sistema esteja em ressonância com a ação aplicada, $\frac{\bar{\omega}}{\omega} = 1$, que se tenha um ciclo completo de histerese, que a ação seja harmónica e que tanto a análise linear como a não-linear tenham o mesmo período. Em termos práticos, se se obtiver o gráfico do deslocamento versus força de restituição, a energia dissipada corresponde à área interior do ciclo e a energia potencial corresponde à área triangular resultante da secante que liga a origem dos eixos ao ponto com deslocamento máximo, como exemplificado na figura seguinte.

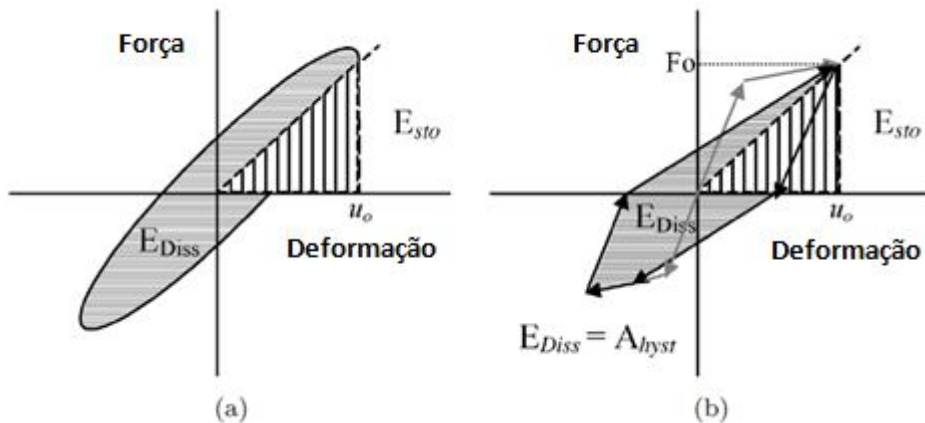


Figura 8 – Energia dissipada: a) Amortecimento viscoso; b) Amortecimento viscoso equivalente

O objetivo é que o amortecimento equivalente obtido pela consideração dos ciclos histeréticos (à direita na figura acima), se aproxime de alguma maneira do sistema com amortecimento viscoso (à esquerda).

No contexto do presente estudo, o que se pretende é a obtenção do amortecimento equivalente para sistemas histeréticos sujeitos a ações sísmicas. O que acontece é que o método acima referido é indicado para ações harmónicas, não se adequando tão bem a ações sísmicas. Utilizando uma análise linear equivalente baseado no amortecimento equivalente de Jacobsen para ações sísmicas, implica, como é referido em Blandon & Priestley [14], a introdução de um erro na estimativa dos deslocamentos correspondentes. Algo que irá ser visto com mais pormenor.

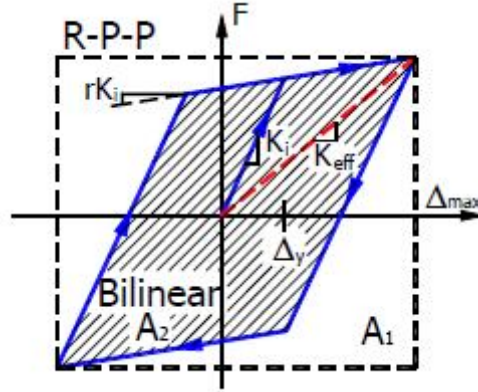


Figura 9 - Parâmetros de definição do ciclo bilinear

Independentemente do modelo histerético escolhido, a formulação proposta por Jacobsen, considera que a rigidez efetiva, k_{eff} , consiste na secante que liga a origem do ciclo ao ponto de maior deslocamento, impondo um desvio de período, T_{eff}/T_i , idêntico para todos os modelos de histerese. Esta diferença de fase imposta nesta metodologia, normalmente leva a resultados do amortecimento equivalente muito elevados, em oposição a outras técnicas que utilizam um desvio de período diferente. Considerando que o modelo bilinear possui uma rigidez inicial, $k_1 = k_i$, uma rigidez após plastificação, $k_2 = rk_i$, e uma determina ductilidade referente ao deslocamento de tal modo que $\mu = \Delta_{max}/\Delta_y$, sendo Δ_{max} referente ao deslocamento máximo do ciclo e Δ_y referente ao deslocamento de cedência, consegue-se demonstrar [5] que o desvio de período equivalente ou a rigidez equivalente podem ser determinados por:

$$\frac{T_{eff}}{T_i} = \sqrt{\frac{\mu}{1 + r\mu - r}} \quad \text{ou} \quad \frac{k_i}{k_{eff}} = \frac{\mu}{1 + r\mu - r} \quad (29)$$

Pode-se afirmar que, no caso correspondente a uma estrutura rígida perfeitamente plástica (RPP), esta possui o máximo amortecimento corresponde a $2/\pi$, associado à área A_1 da figura 9. Deste modo, a fórmula do amortecimento equivalente pode ser descrita como um rácio de áreas entre a área máxima, A_1 , e a área do ciclo histerético em estudo, A_2 , que podem ser escritas em função de μ e r .

$$\xi_{hist} = \frac{2 A_1}{\pi A_2} = \frac{2 (\mu - 1)(r - 1)}{\pi \mu (1 + r\mu - r)} \quad (30)$$

Sendo assim, a definição do amortecimento equivalente pode ser facilmente determinada, dependendo apenas de r e da ductilidade μ , que por sua vez apenas depende do deslocamento máximo, Δ_{max} , e do deslocamento de cedência, Δ_y . No trabalho desenvolvido por Dwairi [5], pode-se verificar a relação existente entre as variáveis envolvidas para diferentes modelos de histerese, como demonstrado nas figuras seguintes:

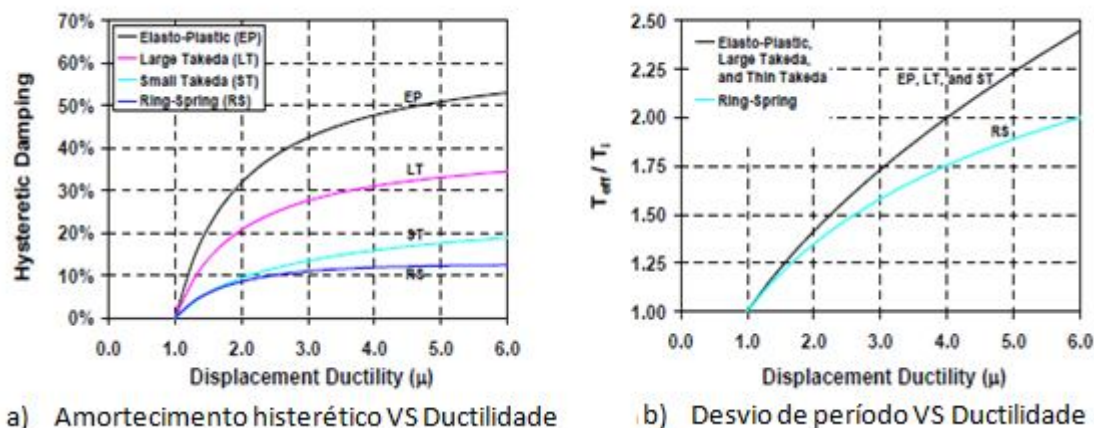


Figura 10 - Relação entre ductilidade, amortecimento histerético e desvio de período para diferentes modelos de histerese

4.3. ALGORITMO PARA DETERMINAÇÃO DE CICLOS DE HISTERESE

O algoritmo de análise não-linear serve de base para a determinação dos ciclos de histerese, importantes na procura das características das análises lineares equivalentes. É então aqui explicitado como são obtidos estes ciclos de histerese, assim como o algoritmo desenvolvido para o efeito.

Para a determinação dos ciclos de histerese são utilizados os deslocamentos obtidos pelo programa de análise não-linear. Ao observar-se o gráfico da figura 11 que relaciona a força de restituição e o deslocamento do grau de liberdade a que está associada o TMD, consegue-se facilmente detetar quais os ciclos em questão.

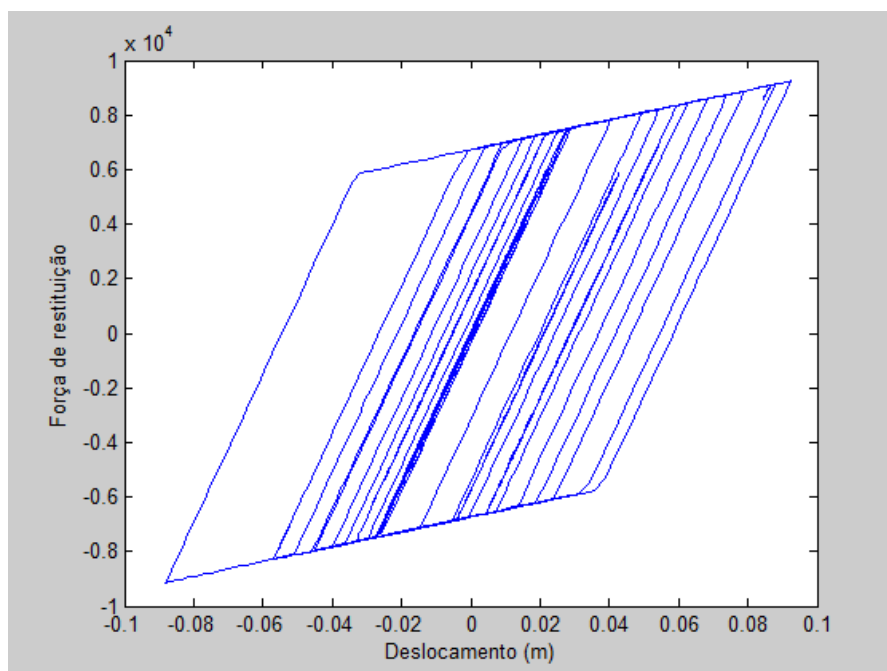


Figura 11 - Ciclos de histerese (modelo bilinear)

Analizando cuidadosamente um único ciclo de histerese, facilmente se percebe que para identificar completamente um ciclo são necessários quatro pontos. Como já foi dito, é possível determinar as características de um ciclo se apenas se souber o valor de $r = k_2/k_1$ e a ductilidade $\mu = \Delta_{max}/\Delta_y$ referentes a esse ciclo. Ora, o valor de r é fixo para qualquer ciclo de histerese de um mesmo sistema, o que leva apenas à determinação da ductilidade, sendo esta dependente do deslocamento de cedência, que também é fixo para todos os ciclos, e do deslocamento máximo do ciclo. Logo, a informação que se tem de retirar do gráfico da força de restituição/ deslocamento será apenas o deslocamento máximo de cada ciclo, Δ_{max} . Para facilitar a identificação destes pontos, vai se proceder à seguinte designação de acordo com a figura 12:

- A, o ponto de passagem do regime elástico para o regime plástico em tração.
- B, o ponto de passagem do regime plástico em tração para o regime elástico.
- C, o ponto de passagem do regime elástico para o regime plástico em compressão.
- D, o ponto de passagem do regime plástico em compressão para o regime elástico.

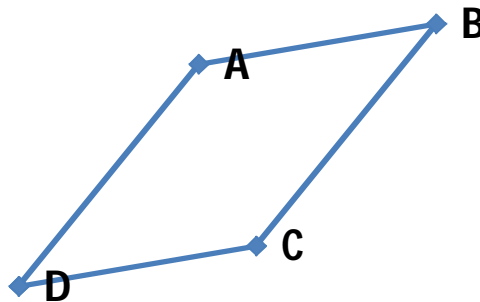


Figura 12 - Pontos que definem um ciclo de histerese do modelo bilinear

É possível identificar facilmente os pontos referidos, sendo para isso, em primeiro lugar, necessário identificar o regime no qual cada instante se encontra. Para isso, basta saber em quais os pontos o deslocamento relativo do grau liberdade não-linear, excede o deslocamento de cedência, Δ_y . O que num caso de 2GL, em que o segundo grau de liberdade é não-linear, se traduz em:

$$\text{Se } -\Delta_y \leq x(2,t) - x(1,t) \leq \Delta_y$$

$$REGIME(t) = 0 \text{ (regime elástico)}$$

$$\text{Se } x(2,t) - x(1,t) \geq \Delta_y$$

$$REGIME(t) = 1 \text{ (regime plástico à tração)}$$

$$\text{Se } x(2,t) - x(1,t) \leq -\Delta_y$$

$$REGIME(t) = -1 \text{ (regime plástico à compressão)}$$

Após todos os pontos estarem identificados como sendo de regime elástico ou plástico, pode-se proceder à divisão entre pontos de A a D . Isto porque, sabendo que os pontos em questão são pontos de transição entre regimes, consegue-se saber quais os que se situam nessa situação, simplesmente impondo as seguintes condições ao instante atual da análise, t , e ao instante seguinte, $t + \Delta t$:

Se $REGIME(t) = 0$ & $REGIME(t + \Delta t) = 1$

$$A = x(2, t) - x(1, t) \quad (31)$$

Se $REGIME(t) = 1$ & $REGIME(t + \Delta t) = 0$

$$B = x(2, t) - x(1, t) \quad (32)$$

Se $REGIME(t) = 0$ & $REGIME(t + \Delta t) = -1$

$$C = x(2, t) - x(1, t) \quad (33)$$

Se $REGIME(t) = -1$ & $REGIME(t + \Delta t) = 0$

$$D = x(2, t) - x(1, t) \quad (34)$$

Como referido, num sistema sujeito a ações sísmicas, é normal que ocorram um número elevado de ciclos de histerese, logo irão obter-se vários pontos de A a D . O problema é que pode não ser fácil saber de forma automática quais os pontos que constituem um dado ciclo de histerese, já que nem sempre um ciclo segue $ABCD$. Pode ser, por exemplo, $ABABCD$, o que leva a que os primeiros pontos A e B não façam parte de nenhum ciclo. Além disso, há muitas outras hipóteses dependendo da progressão da ação em questão, o que torna muito complicado definir que pontos fazem parte do mesmo ciclo. Por isso, procurou-se uma maneira de determinar estes ciclos cometendo o menor erro possível. Sabendo que num dado instante o sistema tem um ponto A , há a certeza absoluta que o ponto B se seguirá, já que se a ação continuar a aumentar o sistema permanece em regime plástico de tração, mas se diminuir passa automaticamente para regime elástico ocorrendo então o ponto B . O mesmo acontece quando ocorre C , onde D existe obrigatoriamente. Porém, quanto se tem B não se tem a garantia que C é atingido, já que quando o sistema está a progredir de B para C , se a ação tornar a aumentar em vez de diminuir, não é atingido o regime plástico de compressão, mas sim plástico de tração, isto é, o ponto A . Posto isto, apenas se tem a certeza que AB e CD são consecutivos.

Procurou-se então programar um algoritmo no qual se considerou que sempre ocorresse AB se consideraria a existência de um ciclo, o mesmo se aplicando a CD . Desta forma nenhum ciclo ficaria por contabilizar, podendo é claro, correr o risco de se considerarem ciclos que na realidade não existem. Mas ponderando esse risco, considera-se este método uma boa aproximação à situação real.

Admitindo que ocorre um ciclo sempre que existe AB , por exemplo, torna necessário que se calculem os restantes C e D desse ciclo. Esta determinação é simples já que sabendo A e B , consegue-se identificar os outros pontos, já que estes estão ligados por relações geométricas:

No caso de AB :

$$C = B - 2 \times \Delta y \quad (35)$$

$$D = C - |A - B| \quad (36)$$

No caso de CD :

$$A = D + 2 \times \Delta y \quad (37)$$

$$B = A + |C - D| \quad (38)$$

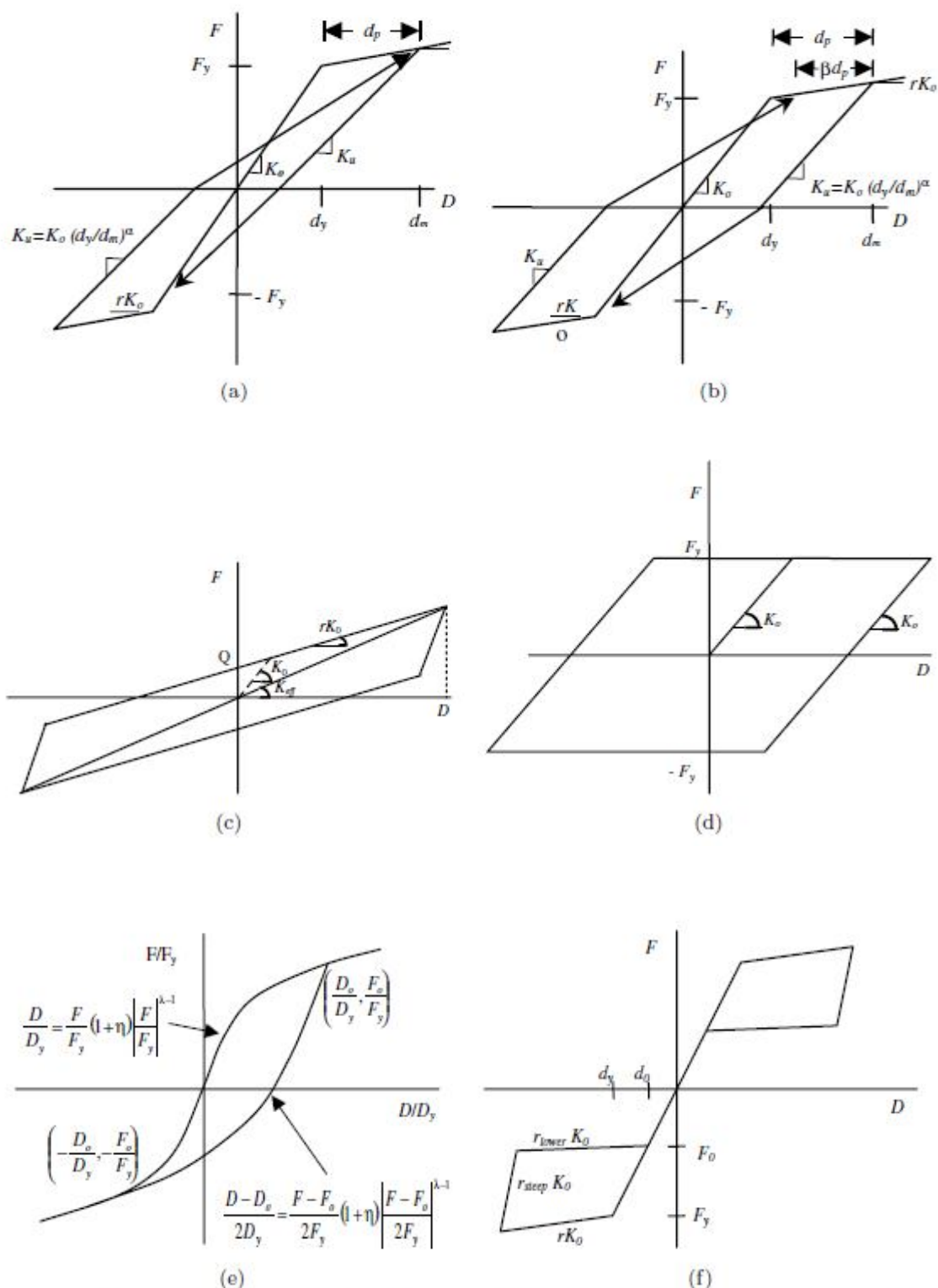
Após se conhecer os quatro pontos de um ciclo, pode-se proceder ao cálculo do deslocamento máximo que é a verdadeira razão pela qual se procede à determinação dos ciclos de histerese. Sendo assim, num dado ciclo o deslocamento máximo, Δ_{max} , será:

$$\Delta_{max} = \frac{|B - D|}{2} \quad (39)$$

Desta forma, o ciclo fica completamente caracterizado sendo possível através da metodologia descritas, determinar a rigidez secante, k_{eff} , assim como o coeficiente de amortecimento equivalente, ξ_{eq} .

4.4. COMPARAÇÃO DAS RESPOSTAS DAS ANÁLISES LINEAR EQUIVALENTE E NÃO-LINEAR

Após a definição do modelo linear equivalente, passa-se à verificação dos deslocamentos máximos com o objetivo de validar a metodologia escolhida. De forma a considerar o máximo de cenários possíveis, apresentam-se aqui outros modelos histeréticos, que tentam simular o comportamento não-linear da estrutura. Entre os seis representados na figura 13, estão dois modelos apresentados por Takeda, o modelo bilinear ($r = 0.2$) e bilinear elástico perfeitamente plástico EPP ($r = 0$), o modelo Ramberg Osgood, e o modelo Ring Spring.

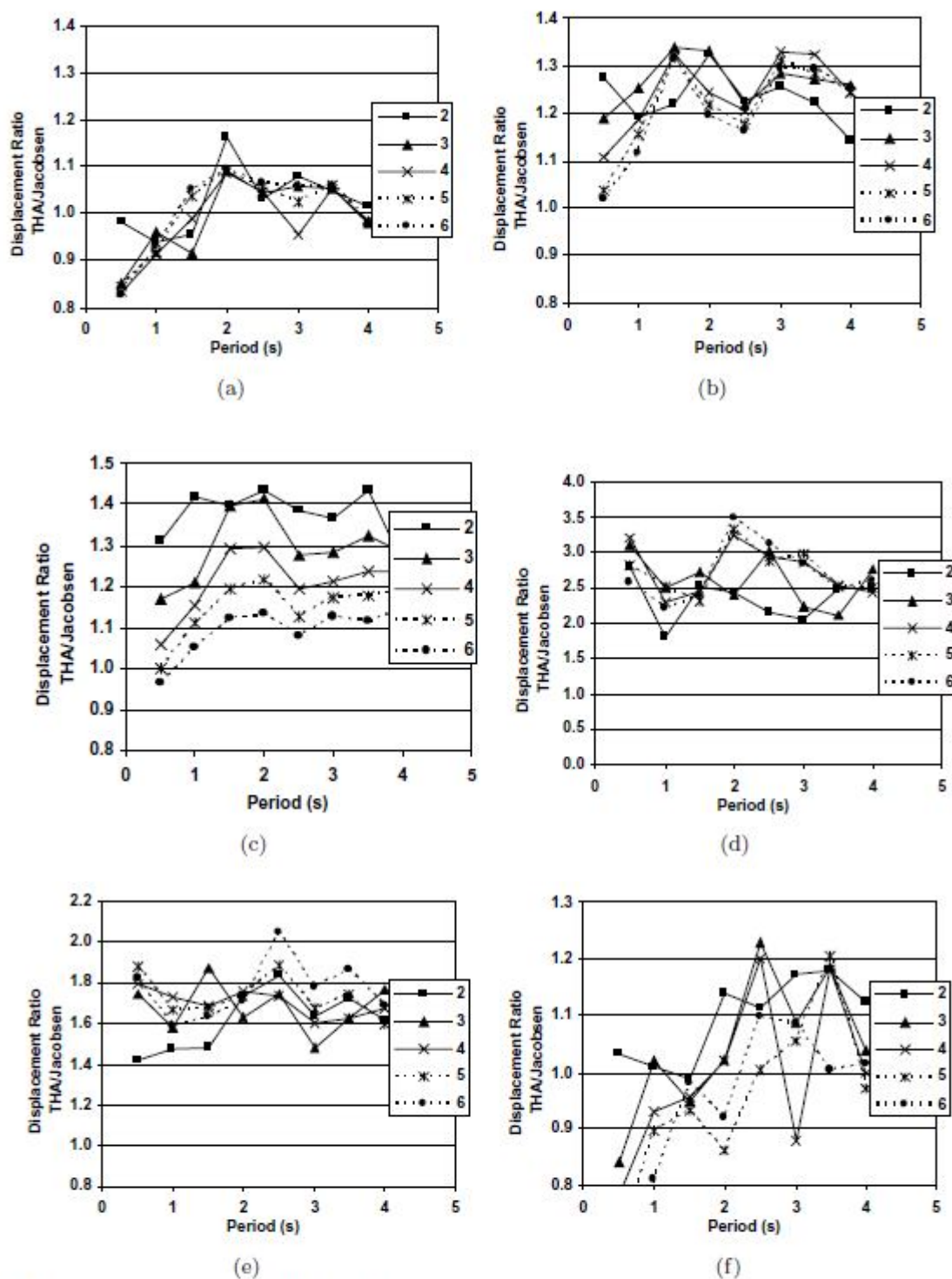


Hysteretic models. (a) Thin Takeda ($r = 0.05$, $\alpha = 0.5$ and $\beta = 0.0$). (b) Fat Takeda ($r = 0.05$, $\alpha = 0.3$ and $\beta = 0.6$). (c) Bilinear ($r = 0.2$). (d) EPP ($r = 0$). (e) Ramberg Osgood ($\gamma = 7$). (f) Ring spring ($r_{lower} = 0.035$, $r_{steep} = 1$, $r = 0.04$).

Figura 13 - Vários modelos de ciclos de histerese

Blandon & Priestley [14] fazem a comparação entre os deslocamentos obtidos pela análise não-linear e análise linear equivalente para os modelos indicados na figura 13. Como se pode verificar na figura 14, o que irá acontecer é que a diferença dos deslocamentos entre as duas análises irá variar com três parâmetros: modelo de histerese, ductilidade e período. A conclusão a que se chegou é que em modelos com maior dissipação de energia, há uma maior discrepância entre os deslocamentos obtidos pelas análises lineares equivalentes e não lineares, como por exemplo, o modelo bilinear EPP, que pode chegar a rácios de deslocamento não-linear / deslocamento linear equivalente (obtido por Jacobsen) de 2 a 3. Regra geral, modelos como o de Takeda (“thin”) ou o Ring Spring, que apresentam menores coeficientes de amortecimento equivalente, apresentam melhores estimativas do rácio entre deslocamentos.

A tendência que parece existir é que, independentemente do modelo escolhido, não há uma coincidência entre os deslocamentos do modelo não-linear e do modelo linear equivalente. Sendo assim, para se poder adoptar o modelo linear equivalente, tem de proceder a uma correção dos parâmetros da análise equivalente de modo a que as respostas máximas sejam semelhantes. Algo que será visto de seguida.



* Series represent the ductility level

Time history analysis/Initial design displacement average ratio (a) Takeda model (Narrow type, $\alpha = 0.5$, $\beta = 0.0$, $r = 0.05$), (b) Takeda model (Fat type, $\alpha = 0.3$ and $\beta = 0.6$, $r = 0.05$), (c) Bilinear ($r = 0.2$), (d) EPP ($r = 0$), (e) Ramberg Osgood ($\gamma = 7$), (f) Ring spring, based on Jacobsen's Approach. Series represent the ductility level.

Figura 14 - Diferenças de deslocamentos entre análise não-linear e análise linear equivalente por Jacobsen (legenda à direita das figuras representa a ductilidade)

4.5. METODOLOGIA PARA OBTENÇÃO DE CARACTERÍSTICAS DA ANÁLISE LINEAR EQUIVALENTE A PARTIR DE UM CONJUNTO DE CICLOS

Outro fator a ter em conta, é que o procedimento atrás referido para obter a rigidez secante e o coeficiente de amortecimento está estabelecido para apenas um ciclo. Ora, na resposta a uma ação sísmica, podem-se obter vários ciclos de histerese com características distintas. Sendo assim, é de grande importância pensar em qual a melhor forma de tratar este conjunto de ciclos, de modo a se obterem os parâmetros corretos da análise equivalente. À partida, as duas opções que surgem é a consideração de uma média quadrática dos parâmetros obtidos em todos os ciclos, ou então, avaliar apenas o ciclo que apresenta maior deslocamento, isto é, menor rigidez e maior amortecimento. Apresenta-se de seguida uma comparação de resultados entre estes dois procedimentos para um dado exemplo escolhido de 1 *GL*, sendo designado por método 1, o método que utiliza o ciclo com maior deslocamento, e por método 2, o método que utiliza uma média dos parâmetros obtidos em cada ciclo. Foi considerado um modelo histórico bilinear (EPP), com uma rigidez $k_1 = 8000 \text{ kN}$ e rigidez nula após cedência, massa do sistema $m = 264.70 \text{ ton}$, amortecimento inicial $c = 0$, e uma força de cedência $F_y = 220 \text{ kN}$, sujeito a 10 sismos distintos originados a partir do mesmo espectro de resposta.

Tabela 2 – Rácios entre os deslocamentos da análise não-linear e os deslocamentos de cada um dos métodos de análises lineares equivalentes

Sismo	Met. 1	Met. 2
1	2.5	2.0
2	4.2	4.1
3	4.0	3.4
4	1.4	1.2
5	1.4	1.0
6	2.1	2.3
7	1.7	1.9
8	3.6	3.2
9	2.2	2.5
10	1.9	1.6
MÉDIA	2.5	2.3

Tabela 3 - Rigidez e coeficiente de amortecimento equivalente para os métodos 1 e 2

	Método 1		Método 2	
	k_{eff}	ξ_{eff}	k_{eff}	ξ_{eff}
Sismo 1	3.67E+03	0.3423	6.02E+03	0.2019
Sismo 2	3.05E+03	0.3939	6.26E+03	0.1736
Sismo 3	4.14E+03	0.3075	6.60E+03	0.1618
Sismo 4	2.74E+03	0.4186	6.38E+03	0.1720
Sismo 5	3.14E+03	0.3865	6.34E+03	0.1811
Sismo 6	3.67E+03	0.3443	6.44E+03	0.1672
Sismo 7	3.27E+03	0.3768	6.36E+03	0.1721
Sismo 8	4.65E+03	0.2664	6.69E+03	0.1363
Sismo 9	2.33E+03	0.4512	6.61E+03	0.1673
Sismo 10	3.34E+03	0.3706	6.49E+03	0.1709
MÉDIA	3.40E+03	0.3658	6.42E+03	0.1704

Como se pode ver, os rácios dos resultados dos deslocamentos máximos da análise não-linear em relação aos deslocamentos originados por cada um dos métodos, acaba por ser parecido em termos de média dos dez sismos, e é coerente com os resultados obtidos por Jacobsen apresentados na figura 14. A principal diferença entre estes dois métodos está nos valores da rigidez e coeficiente de amortecimento. O método 1 apresenta uma rigidez tal que, comparada com o método 2 é praticamente metade. Porém, no que diz respeito ao amortecimento o método 1 apresenta o dobro da do método 2. É com base neste facto que se optou por utilizar o método 1 para futuras análises, já que para se proceder à convergência do amortecimento de modo a igualar as respostas máximas da análise linear equivalente e da análise não-linear, por vezes é necessário um coeficiente de amortecimento elevado, algo que será visto em mais pormenor no ponto seguinte.

4.6. CONVERGÊNCIA DO MODELO LINEAR EQUIVALENTE

De forma a que as respostas máximas, tanto da análise linear equivalente (ALE) como da análise não-linear (ANL), coincidam, será necessário corrigir os parâmetros da análise equivalente. De entre aqueles que podem ser manipuláveis, tem-se a rigidez e o coeficiente de amortecimento. Por norma, o procedimento normal é fixar a rigidez obtida pela secante do ciclo de histerese com maior deslocamento, e manipular o coeficiente de amortecimento de modo a fazer convergir a resposta máxima da análise linear equivalente para um valor semelhante ao obtido na análise não-linear.

É este mesmo procedimento, seguido em vários estudos acerca da obtenção de análises lineares equivalentes, como por exemplo, os desenvolvidos por Dwairi [5] ou Blandon & Priestley [14]. A incerteza da obtenção do amortecimento parece ser um ponto comum, de modo que quando se procura um sistema linear equivalente, é normal atuar ao nível do ajuste do coeficiente de amortecimento, mantendo o valor da rigidez secante.

Com o objetivo de sistematizar este método, foi desenvolvido um algoritmo para facilitar este processo. É importante lembrar que o principal objetivo será igualar as respostas máximas da análise não-linear e a da análise linear equivalente. Ora, a resposta máxima da análise não-linear pode ser facilmente retirada através do algoritmo de análises não-lineares atrás exposto. Quanto à análise linear equivalente, após as suas características serem determinadas utilizando o ciclo com maior deslocamento, estas são incluídas na estrutura através da modificação das matrizes de rigidez e amortecimento. Desta forma passa-se a ter uma análise linearizada, do qual se poderá obter a resposta máxima utilizando a teoria de espaço de estado. Num sistema $2GL$, considerando que o segundo grau de liberdade é o grau de liberdade não-linear substituído pelas características equivalentes, tem-se que:

$$K = \begin{bmatrix} k_{est} + k_{eff} & -k_{eff} \\ -k_{eff} & k_{eff} \end{bmatrix}; \quad C = \begin{bmatrix} C_{est} + C_{adicional} & -C_{adicional} \\ -C_{adicional} & C_{adicional} \end{bmatrix}; \quad M = \begin{bmatrix} M_{est} & 0 \\ 0 & M_{TMD} \end{bmatrix}$$

Sendo que,

$$C_{adicional} = 2 \times \xi_{adicional} \times M_{TMD} \times \omega_{TMD} = 2 \times \xi_{adicional} \times M_{TMD} \times \sqrt{\frac{k_{eff}}{M_{TMD}}} \quad (40)$$

O que se procurou fazer foi um processo iterativo no qual se analisava a estrutura na primeira iteração com o ξ_{equ} obtido segundo Jacobsen, e dependendo do resultado dos deslocamentos, se aumentava ou diminuía o coeficiente de amortecimento, de forma a se proceder à convergência. Parece lógico que se diminua o coeficiente de amortecimento, se a resposta da análise linear equivalente for menor à da análise não-linear, isto, com o objetivo para forçar o aumento do deslocamento da ALE , ou então a situação inversa. Foi definido que o processo entrava em convergência, quando a diferença entre os deslocamentos máximos das duas análises, $u_{max}(ALE)$ e $u_{max}(ANL)$, fosse inferior a 5%, sendo que o incremento de amortecimento por iteração seria variável, definido por var . O objetivo era arranjar forma de convergir para o resultado pretendido o mais rápido possível, de forma a que houvesse o mínimo de iterações possível. Impondo que a variação inicial é metade do amortecimento obtido por Jacobsen, e que as variações das iterações seguintes, $i + 1$, são metade da variação anterior, i , tendo como mínimo 0.5%, obtêm-se resultados satisfatórios. Se por ventura se desejasse uma menor diferença entre resultados das duas análises, teria que se reduzir o incremento mínimo de amortecimento por iteração.

Variação inicial:

$$var(1) = \frac{\xi_{jacobsen}}{2} \quad (41)$$

Variação das iterações seguintes:

Se $u_{max}(ALE) > u_{max}(ANL)$

$$\xi_{i+1} = \xi_i + var(i) \quad (42)$$

$$var(i + 1) = \frac{var(i)}{2} \geq 0.005 \quad (43)$$

Se $u_{max}(ALE) < u_{max}(ANL)$

$$\xi_{i+1} = \xi_i - var(i) \quad (44)$$

$$var(i + 1) = \frac{var(i)}{2} \geq 0.005 \quad (45)$$

A questão seguinte que se põe, é referente a quais os deslocamentos máximos das análises a comparar. Num sistema de $1GL$, não haveria dúvidas já que apenas haveria um deslocamento, mas num sistema com $N GL$, há várias possibilidades. Isto, dependendo se o foco está no grau de liberdade do TMD, o que leva a considerar deslocamentos relativos, ou então no sistema em geral, ponderando-se a utilização de deslocamentos absolutos:

Possibilidade 1: Deslocamento absoluto do grau de liberdade do TMD;

Possibilidade 2: Deslocamento absoluto do grau de liberdade que se pretende controlar;

Possibilidade 3: Deslocamento relativo do grau de liberdade do TMD.

Destas três possibilidades, a possibilidade 2 foi rejeitada já que, ao contrário das possibilidades 1 e 3, o comportamento exibido para um aumento ou diminuição do coeficiente de amortecimento não é regular, isto é, o facto de haver um aumento do amortecimento não garante que haja a esperada diminuição da resposta e vice-versa. De entre as duas possibilidades restantes, os resultados obtidos são muito parecidos. Isto porque, é sabido que a resposta do grau de liberdade do TMD apresenta valores de deslocamento, que em comparação com os graus de liberdade que se quer controlar, são muito maiores. Sendo assim, o deslocamento absoluto e deslocamento relativo do grau de liberdade do TMD serão muito parecidos, o que leva a valores semelhantes no processo de convergência. Neste estudo optou-se por seguir a possibilidade 2, já que se considerou que a equivalência deveria ser feita em termos da análise em geral, isto é, em termos de deslocamentos absolutos.

Normalmente, o deslocamento que se alcança utilizando o amortecimento equivalente não convergido obtido utilizando o modelo bilinear será inferior ao deslocamento da análise não-linear, como se pôde verificar anteriormente neste capítulo. Desta forma, para se atingir o deslocamento da *ANL*, em regra, o coeficiente de amortecimento terá que ser reduzido para forçar o aumento do deslocamento máximo da *ALE*.

De seguida, apresenta-se um quadro resumo referente aos passos necessários executar para a obtenção dos valores finais convergidos da análise linear equivalente:

Tabela 4 - Quadro resumo para determinação de análises lineares equivalentes

1º	Resultados do algoritmo de análise não-linear (deslocamentos).
2º	Aplicar o algoritmo para determinação dos vários ciclos de histerese e seleção do ciclo com maior deslocamento (maior amortecimento).
3º	Determinar características do ciclo com maior deslocamento, K_{eff} e ξ_2 equivalentes.
4º	Proceder à convergência da análise linear equivalente de modo a igualar os deslocamentos máximos do 2º GL da análise não-linear.

Por último, apresentam-se os resultados referentes a um exemplo do processo de convergência. Foi considerado um sistema de 2GL, sujeita a 10 sismos distintos gerados a partir do mesmo espectro de resposta, cuja estrutura possui dados semelhantes à utilizada no ponto 3.5 deste trabalho.

Tabela 5 - Diferença ente o deslocamento máximo do 2º GL da ANL e ALE

Sismo	$u_{max}(SNL)$	$u_{max}(ALE)$ inicial	Diferença (%)					$u_{max}(ALE)$ final
			1ª iteração	2ª iteração	3ª iteração	4ª iteração	5ª iteração	
1	0.09188	0.066981	27.1	11.3	14.0	3.2	-	0.08891
2	0.11401	0.075855	33.5	11.0	19.9	4.2	-	0.11899
3	0.12344	0.075513	38.8	9.0	7.5	1.2	-	0.12497
4	0.10495	0.081622	22.2	13.6	6.3	3.5	-	0.10879
5	0.08992	0.067248	25.2	6.44	12.3	3.8	-	0.08652
6	0.077625	0.079304	2.1	-	-	-	-	0.07930
7	0.12532	0.086426	31.0	5.3	25.1	7.8	0.64	0.12450
8	0.11659	0.091649	21.4	3.9	-	-	-	0.12135
9	0.14415	0.10293	28.6	4.9	-	-	-	0.13712
10	0.11352	0.080058	29.5	0.62	-	-	-	0.11422
Média	0.106009							0.110468

Tabela 6 - ξ_2 equivalente considerado em cada iteração da convergência

Sismo	ξ_2 equivalente					ξ_2 equivalente convergido
	1ª iteração (inicial)	2ª iteração	3ª iteração	4ª iteração	5ª iteração	
1	30.8	15.4	23.1	19.3	-	19.3
2	31.1	15.6	7.8	11.7	-	11.7
3	30.6	15.3	7.7	11.5	-	11.5
4	32.3	16.1	24.2	20.2	-	20.2
5	31.6	15.8	23.7	19.8	-	19.8
6	30.2	-	-	-	-	30.2
7	31.0	15.9	8.0	12.1	14.1	14.1
8	31.8	16.2	-	-	-	16.2
9	32.2	16.1	-	-	-	16.1
10	32.2	16.1	-	-	-	16.1
Média						17.5

5

APLICAÇÃO A UM CASO EM CONCRETO E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

5.1. INTRODUÇÃO

Antes de mais, é importante lembrar que um dos principais objetivos desta tese é verificar se a inclusão de efeitos não-lineares de TMDs na análise de uma estrutura, impede que os procedimentos de dimensionamento baseados em métodos que apenas contabilizam o comportamento linear do TMD, sejam adoptados.

Com este objetivo em mente, procedeu-se a apreciações comparativas entre análises que contabilizam os efeitos não-lineares e análises que apenas consideram os comportamentos lineares. Nesta fase deste trabalho estão reunidas todas as ferramentas necessárias, que possibilitam estudos paramétricos relativos a este problema.

O ideal para fazer esta comparação, seria em termos gráficos considerar a relação entre rácios de frequência, γ , e coeficiente de amortecimento do TMD, ξ_2 , variando tanto um como outro fator entre 0 e 1, e daí observar qual seria a combinação ótima de γ e ξ_2 que minimiza um dado deslocamento ou aceleração. Porém, apesar de no caso da análise linear isto ser perfeitamente exequível, no caso da análise não-linear, como o coeficiente de amortecimento equivalente determinado, resulta de uma análise equivalente obtida após ser feita a análise não-linear, não é possível impor um valor de ξ_2 que o sistema deverá ter à partida, de forma de que estes gráficos têm de ser obtidos de forma indireta.

Em termos práticos, a rigidez do TMD está relacionada com o número de apoios de isolamento base, sendo que, uma primeira apreciação que pode ser feita, poderá ser em termos de variação no número de aparelhos e do amortecimento adicional introduzido no TMD (correspondente ao amortecimento introduzido para além do amortecimento de histerese). Este procedimento poderá ser implementado sem dificuldades tanto para análises lineares como para não-lineares. Desta forma, pode-se fazer uma comparação das respostas máximas das análises lineares e não-lineares em termos de diferença de resultados. Além disso, este tipo de análise é um passo essencial na determinação por correspondência dos gráficos para análises não-lineares da variação de γ e ξ_2 , essenciais para a determinação de valores ótimos destes parâmetros, como se irá explicar posteriormente.

É importante referir que apesar dos resultados obtidos estarem associados a uma estrutura em específico, todas as conclusões daqui retiradas podem ser expandidas a qualquer sistema de $2 GL$, sendo que o primeiro grau de liberdade é referente à estrutura principal e o segundo ao TMD.

5.2. MODELO DE ANÁLISE

O modelo utilizado para análise consiste num edifício idealizado com área de implantação de 30×30 metros e 20 pisos. Ao longo desta tese, irão ser considerados vários de μ , porém como estrutura inicial de estudo considera-se que o sistema principal será constituído pelos 10 primeiros pisos e o TMD será constituído pelos 10 últimos pisos. Sendo assim, tem-se um $\mu = 1.0$, no qual cada piso tem um peso de 10 kN/m^2 , ou seja, 9000 kN/piso . Isto é o mesmo que dizer que a estrutura principal e o TMD têm ambos 90000 kN , o que corresponde aproximadamente a 9000 ton cada.

De forma a tentar que a estrutura se aproximasse o mais possível da realidade, utilizou-se o RSA para estimar qual a frequência angular, ω , que tem uma estrutura deste tipo. Assumindo que cada piso possui um pé direito de 3 m , ou seja, uma altura do edifício de $h = 60 \text{ m}$, e uma largura de $b = 30 \text{ m}$, pode-se assumir que a estrutura total tem uma frequência angular de:

$$f = \frac{6b}{h} = \frac{6 \times 30}{60} = 3 \text{ Hz} \rightarrow \omega_{TOTAL} = 18.85 \text{ rad/s} \quad (46)$$

Sendo que a rigidez k , considerando a massa como sendo a massa total da estrutura, pode ser deduzida através da seguinte relação:

$$k = \omega^2 \times M = 18.85^2 \times 18000 = 6.4 \times 10^6 \text{ kN} \quad (47)$$

O amortecimento referente apenas à estrutura principal pode ser facilmente determinado, considerando apenas a massa da estrutura principal e assumindo que o coeficiente de amortecimento estrutural se situa na ordem dos 5%:

$$c = 2 \times \xi \times \omega \times M = 2 \times 0.05 \times \sqrt{\frac{6.4 \times 10^6}{9000}} \times 9000 = 24000 \text{ kN.s/m} \quad (48)$$

Apesar de esta ser uma estrutura multi-pisos, será tratada como sendo um sistema de apenas 2 GL , porque se pode assumir que quer a estrutura primária quer o TMD têm um funcionamento como se se tratassem de dois blocos rígidos.

Será importante referir que as matrizes da estrutura sofrem alterações com a variação do rácio μ . Quanto à matriz de massa, há uma relação óbvia, já que este rácio dita uma percentagem da massa do TMD em relação à massa principal, e quanto às matrizes de rigidez e amortecimento, estas sofrerão alterações já que estes parâmetros dependem da estrutura a considerar. Posto isto, as matrizes do sistema da estrutura para o caso de $\mu = 1$ serão as seguintes:

$$K = \begin{bmatrix} 6.4 \times 10^6 + k_{TMD} & -k_{TMD} \\ -k_{TMD} & k_{TMD} \end{bmatrix}; \quad C = \begin{bmatrix} 24000 + c_{adicional} & -c_{adicional} \\ -c_{adicional} & c_{adicional} \end{bmatrix};$$

$$M = \begin{bmatrix} 9000 & 0 \\ 0 & 9000 \end{bmatrix}$$

Por exemplo, no caso de $\mu = 0.5$, a estrutura principal teria uma massa de 12000 ton e o TMD teria 6000 ton, logo havendo alteração nas matrizes do sistema.

$$K = \begin{bmatrix} 6.4 \times 10^6 + k_{TMD} & -k_{TMD} \\ -k_{TMD} & k_{TMD} \end{bmatrix}; \quad C = \begin{bmatrix} 27713 + c_{adicional} & -c_{adicional} \\ -c_{adicional} & c_{adicional} \end{bmatrix};$$

$$M = \begin{bmatrix} 12000 & 0 \\ 0 & 6000 \end{bmatrix}$$

Como é claro, estas matrizes teriam que ser adaptadas, conforme exemplificado no capítulo 3, de forma a poderem ser utilizadas no algoritmo de análise não linear criado. No que diz respeito aos dados dos aparelhos utilizados como elementos de separação das duas subestruturas, estes foram escolhidos de um catálogo técnico referente a este tipo de tecnologia. Após ponderação acerca de qual o dispositivo a escolher, optou-se por um aparelho de gama média com diâmetro de 650mm. A partir do momento em que se escolhe o diâmetro do equipamento, todos os outros parâmetros como rigidezes e forças de cedência ficam automaticamente limitados a certos valores: rigidez inicial de $k_1 = 8000 \text{ kN}$, rigidez após cedência de $k_2 = 800 \text{ kN}$ ($r = 0.1$), e deslocamento de cedência $\Delta y = 0.0275 \text{ m}$. De forma a facilitar a inclusão das propriedades do aparelho na estrutura, a rigidez deste elemento foi dividida em duas molas: uma mola não-linear designada por *mola 1*, com rigidez inicial $k_{mola 1} = 7200 \text{ kN}$, rigidez nula após cedência e deslocamento de cedência 0.0275 m; e uma mola linear designada por *mola 2*, cuja rigidez terá um valor de $k_{mola 2} = 800 \text{ kN}$ (ver figura 15).

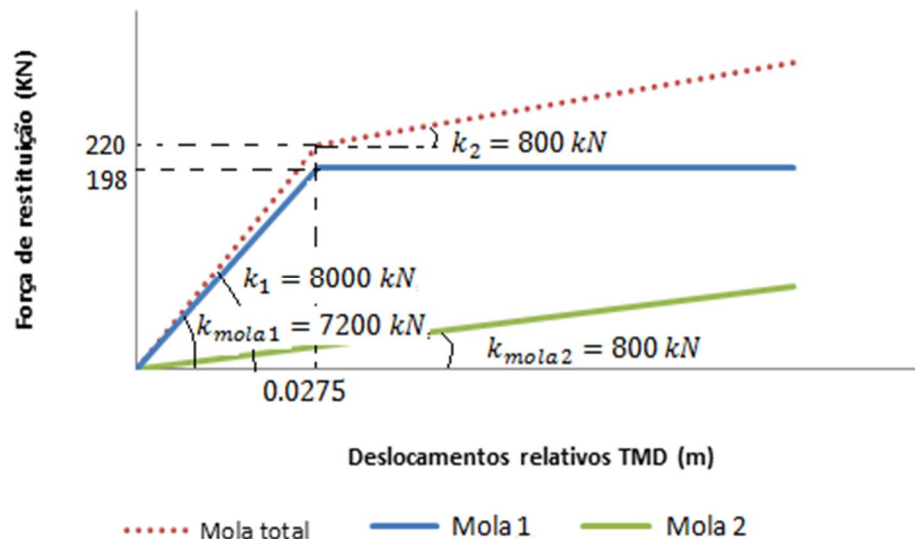


Figura 15 - Subdivisão do comportamento não-linear para o caso em estudo

O valor do deslocamento de cedência é de grande importância, porque determina o grau de não-linearidade do sistema. Quanto menor este for maior será a não-linearidade introduzida. Porém, o deslocamento de cedência neste caso, ficou definido assim que se escolheu qual a gama do equipamento a utilizar.

Quanto às ações a que a estrutura foi sujeita, em simulações no domínio do tempo não é aceitável trabalhar com uma única ação, mas sim com a média de resultados de um determinado conjunto de ações. Sendo assim, consideraram-se 10 sismos gerados segundo um espectro de resposta para ações sísmicas tipo 1 e amortecimento estrutural de 5%, exemplificado abaixo:

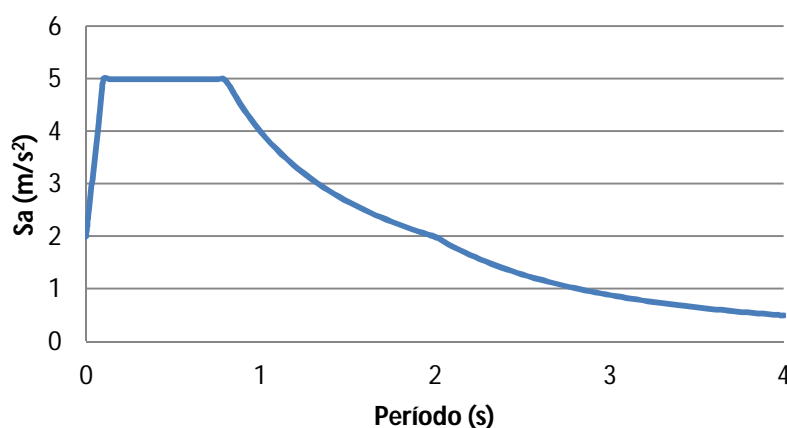


Figura 16 - Espectro de resposta utilizado para gerar as ações sísmicas adoptadas

Convém salientar que na análise apenas se utilizaram sismos tipo1, não se fazendo o mesmo para sismos tipo 2. Isto porque, não há interesse em utilizar várias as ações sísmicas, já que tais considerações fogem ao propósito pretendido, que consiste na comparação das respostas lineares e não-lineares.

5.3. CARACTERIZAÇÃO DAS ANÁLISES LINEAR E NÃO-LINEAR

Antes de se proceder a uma comparação entre os dois tipos de análises, será melhor proceder à caracterização individual de cada um. Ou seja, a análise em termos de variação dos principais resultados com as propriedades físicas, como a rigidez e o amortecimento. Os resultados mais importantes sobre os quais é necessário proceder a uma caracterização são: deslocamento no 1º GL, deslocamento no 2º GL, deslocamento relativo entre 1º e 2º GL, aceleração do 1º GL e aceleração do 2º GL. Além disso, também vai ser apresentada a evolução, relativamente à rigidez e amortecimento, do coeficiente de amortecimento equivalente para a análise não-linear, assim como a variação do coeficiente de amortecimento originado apenas pela histerese. Os resultados referidos, tanto da análise linear como da análise não-linear, são obtidos utilizando o algoritmo de análise estrutural apresentado anteriormente. De seguida, apresentam-se para a estrutura atrás indicada com $\mu = 0,5$, as variações dos resultados com a rigidez do TMD (número de aparelhos) e o amortecimento adicional introduzido no TMD (c).

Apesar de os resultados apresentados considerarem $\mu = 0,5$, as conclusões que se tiram quanto à evolução destes resultados pode ser alargada a qualquer μ . O objetivo deste ponto do trabalho é

somente saber como evolui a estrutura em termos de deslocamentos e acelerações relativamente ao aumento da rigidez e do amortecimento. Daí que nesta fase, não interessa saber quais os valores desta variação, apenas qual a tendência demonstrada quando se variam as características físicas do sistema. O que se espera é que uma boa compreensão tanto da análise linear como da não-linear, auxilie num ponto mais avançado do estudo, quando se estiverem a analisar as diferenças entre estes dois casos em termos de resultados (deslocamentos e acelerações) e parâmetros ótimos.

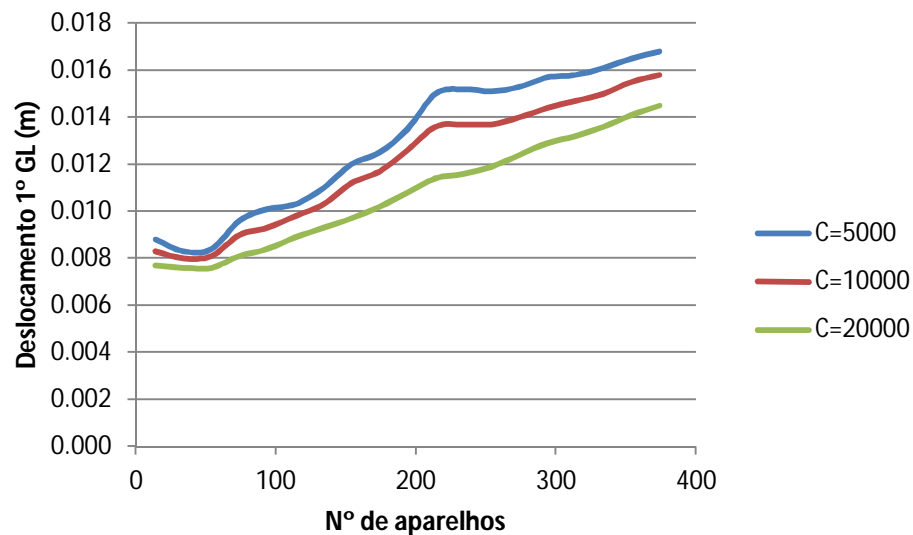


Figura 17 - Variação do deslocamento do 1º GL (análise não-linear)

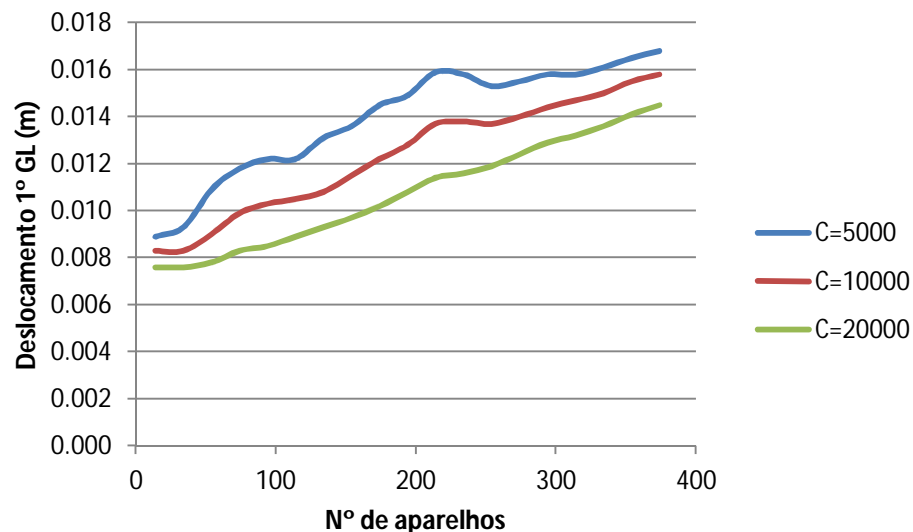


Figura 18 - Variação do deslocamento do 1º GL (análise linear)

Sendo assim, de seguida passa-se à caracterização das análises em questão. O que vai acontecer é que a tendência de evolução dos resultados, em muitos dos casos, vai ser comum tanto a análises lineares

como a não-lineares. Por essa razão, muitas vezes a descrição das duas análises vai ser feita em conjunto. O primeiro resultado em estudo é o deslocamento do 1º GL, que como se verifica facilmente, nas figuras 17 e 18, aumenta com o aumento da rigidez do TMD e diminui com o aumento do amortecimento em ambas as análises.

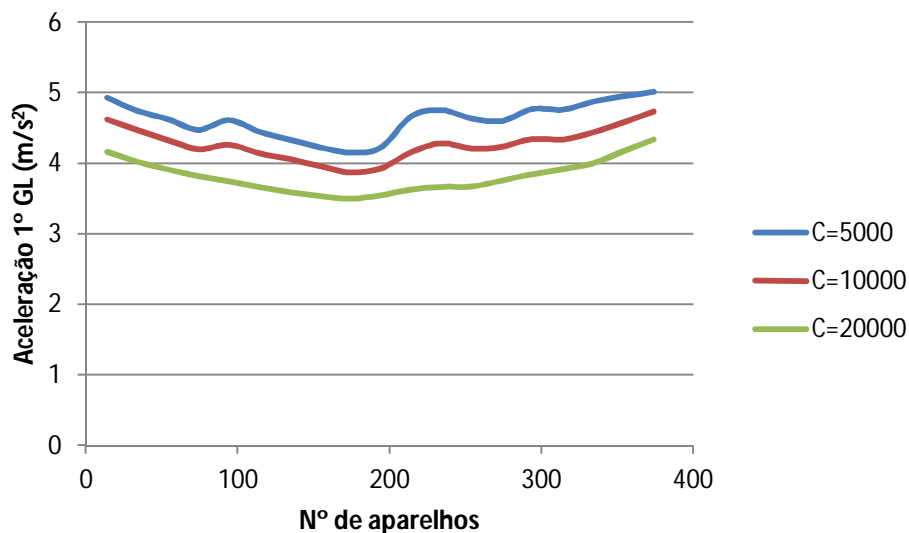


Figura 19 - Variação da aceleração do 1º GL (análise não-linear)

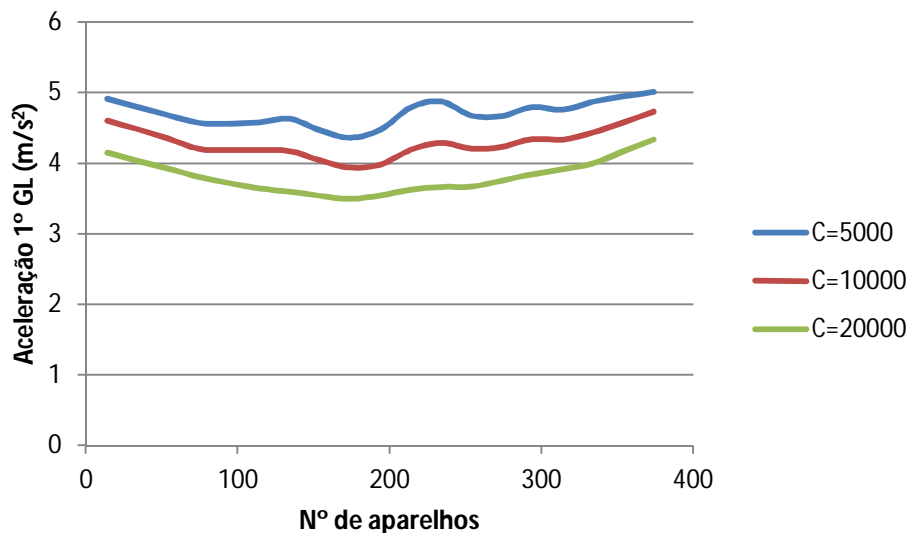


Figura 20 - Variação da aceleração do 1º GL (análise linear)

Já no caso das acelerações do 1º GL, como demonstrado nas figuras 19 e 20, não há grande variação com a rigidez, mantendo-se na mesma gama de valores. Regista-se no entanto que as acelerações diminuem com o aumento do amortecimento, tal como acontece no caso dos deslocamentos.

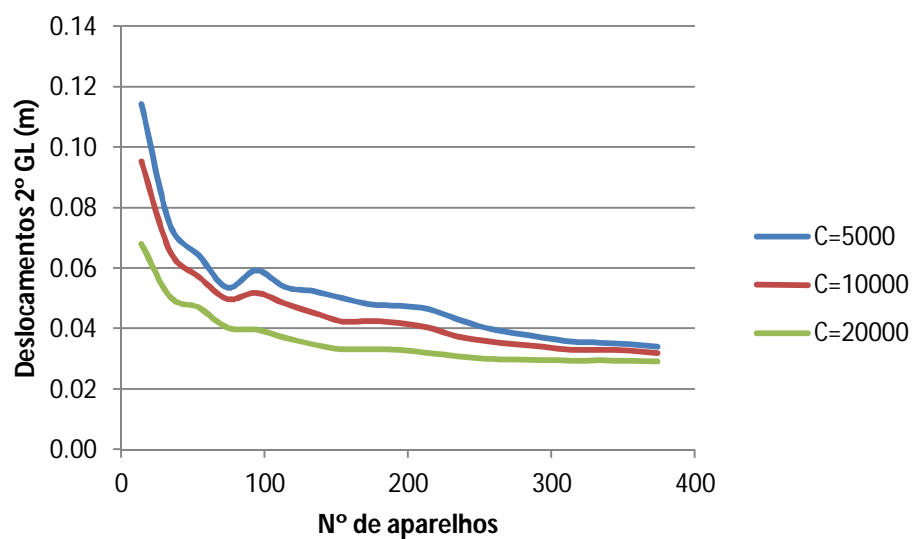


Figura 21 - Variação dos deslocamentos do 2º GL (estrutura não-linear)

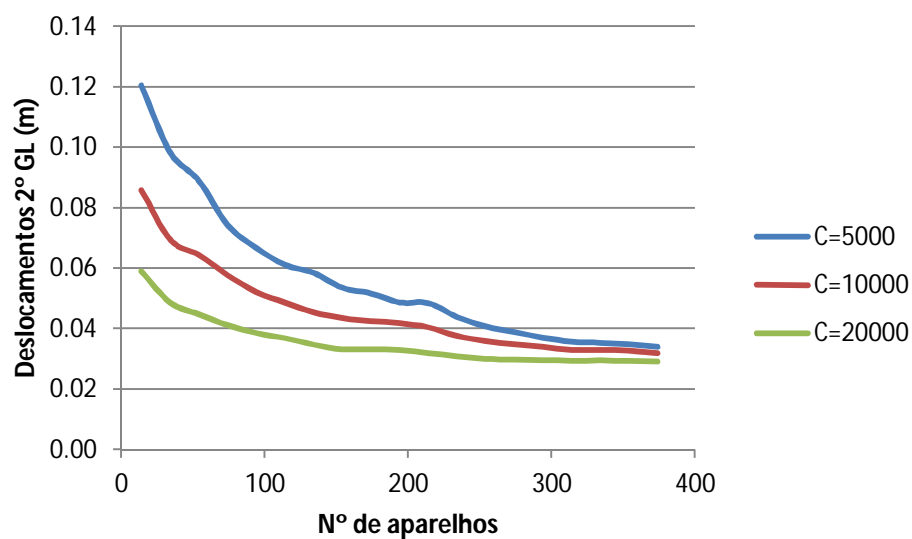


Figura 22 - Variação dos deslocamentos do 2º GL (estrutura linear)

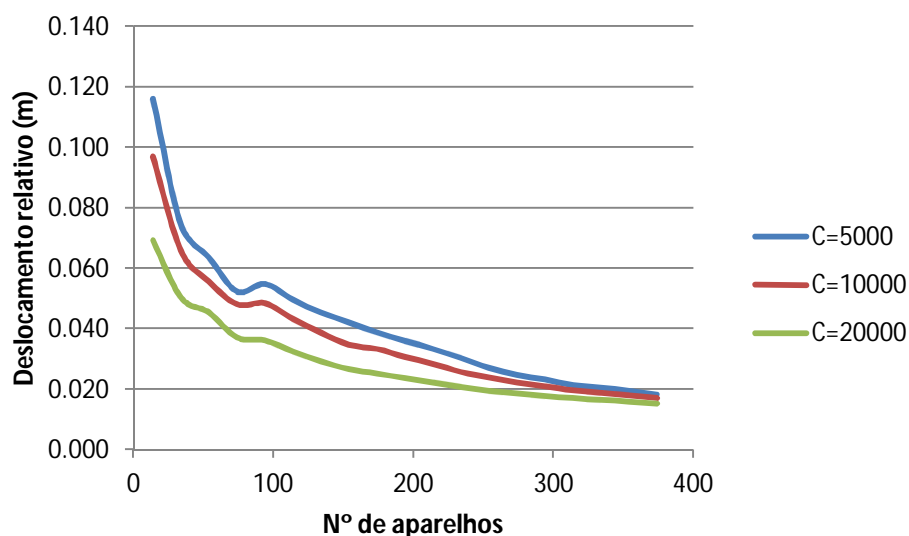


Figura 23 - Variação dos deslocamentos relativos (estrutura não-linear)

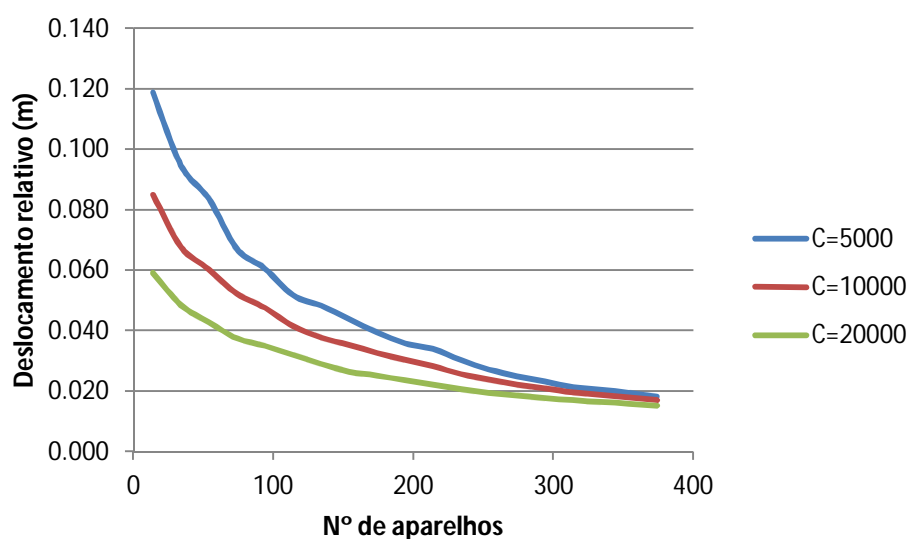


Figura 24 - Variação dos deslocamentos relativos (estrutura linear)

No que diz respeito aos deslocamentos 2º GL, e em oposição ao que acontece com o 1º GL, os deslocamentos diminuem com o aumento da rigidez, tal como se evidência nas figuras 21 e 22. Com o aumento do amortecimento, estes deslocamentos diminuem. Esta mesma análise pode ser estendida aos deslocamentos relativos (ver figuras 23 e 24), isto porque, estes deslocamentos ao dependerem tanto dos deslocamentos do 1º GL como do 2º GL, e tendo estes comportamentos distintos com o aumento da rigidez, o que prevalece é o comportamento do 2º GL de liberdade, já que em termos de grandeza suplanta o do 1º GL.

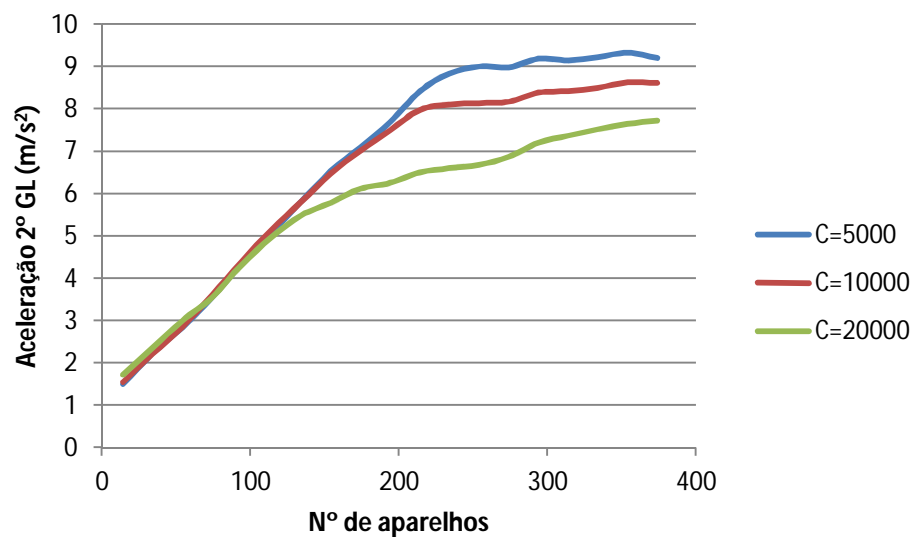


Figura 25 - Variação da aceleração do 2º GL (análise não-linear)

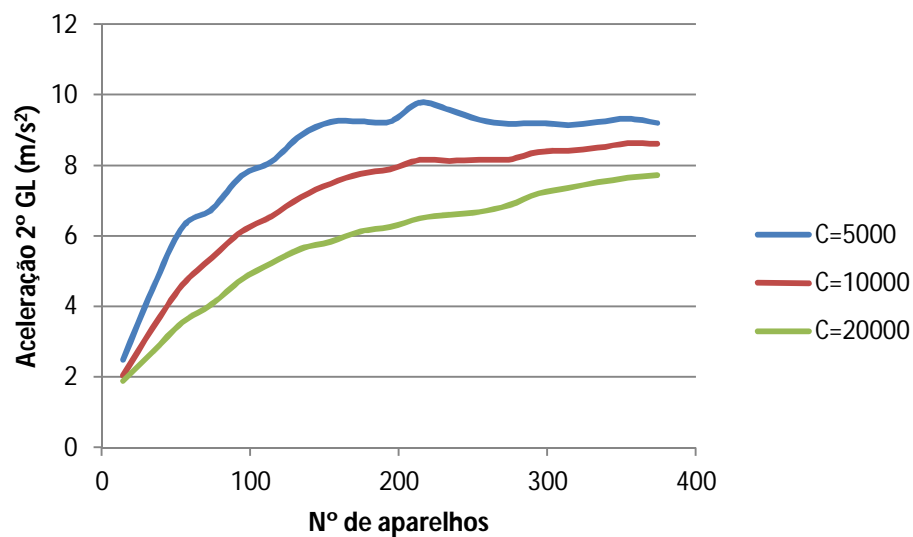


Figura 26 - Variação da aceleração do 2º GL (análise linear)

As acelerações do 2º GL, em contraste com o que acontece com as acelerações do 1º GL, crescem com o aumento da rigidez. Quanto ao aumento do amortecimento, este provoca uma diminuição das acelerações, como se pode verificar nas figuras 25 e 26.

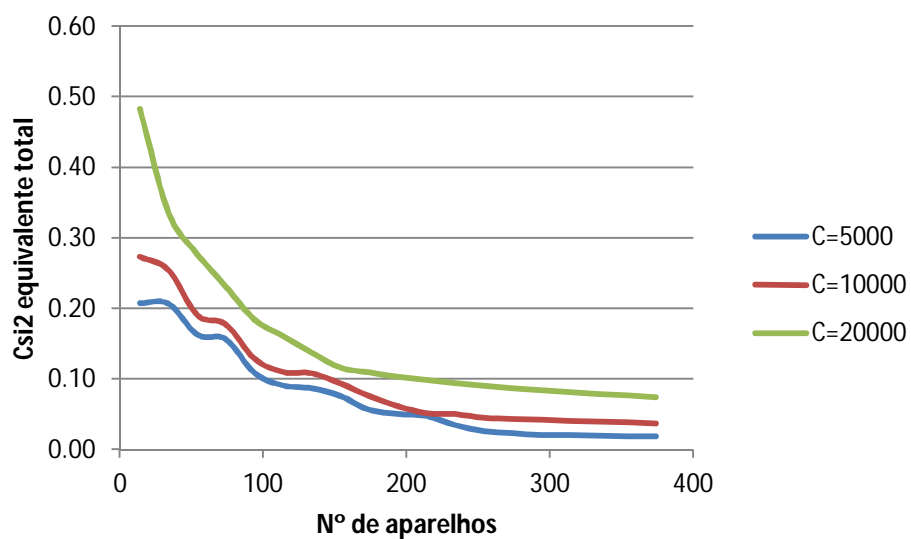


Figura 27 - Variação do coeficiente de amortecimento equivalente total (análise não-linear)

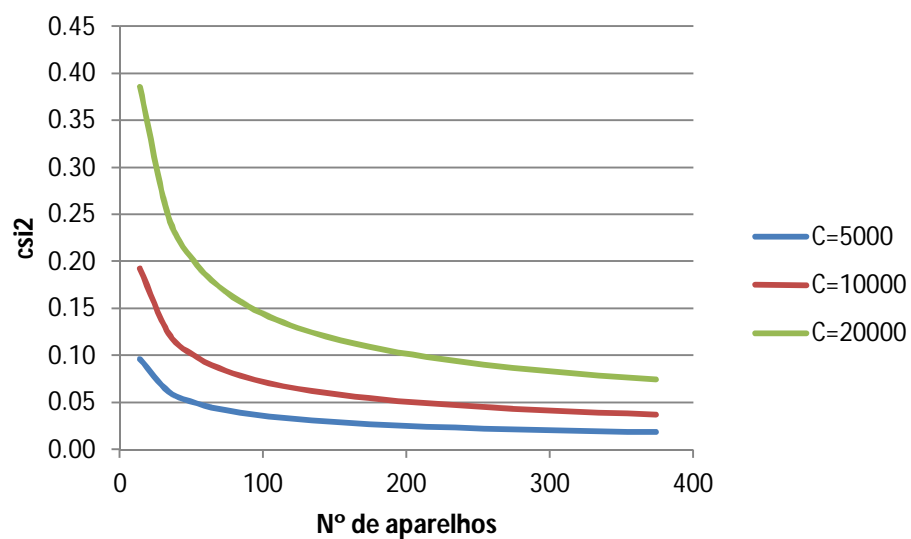


Figura 28 - Variação do coeficiente de amortecimento (análise linear)

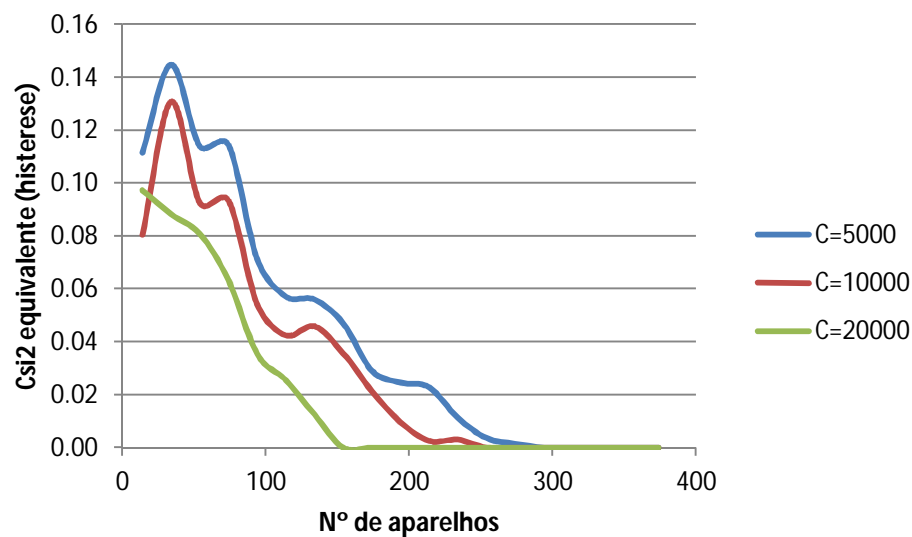


Figura 29 - Variação do coeficiente de amortecimento equivalente (apenas de histerese)

Quanto ao coeficiente de amortecimento equivalente total, que é obtido através da soma do ξ_2 de histerese com o ξ_2 adicional, este tem tendência a diminuir com o aumento da rigidez, assim como também com o aumento do amortecimento. O que acontece é que, como se pode ver no gráfico da figura 29, respeitante ao ξ_2 equivalente apenas de histerese, este tende para valor nulo como o aumento da rigidez e amortecimento, que é o mesmo que dizer que o coeficiente de amortecimento equivalente total da análise não-linear tende para valores de ξ_2 da análise linear para alta rigidez e amortecimento.

Em resumo, no que diz respeito ao amortecimento adicional, pode-se dizer com segurança que o aumento deste leva a uma diminuição dos deslocamentos e acelerações em ambos os graus de liberdade. Quanto à rigidez, a variação desta pode ter diferentes efeitos, conforme se estejam a considerar os deslocamentos ou acelerações, assim como também depende se se está a analisar o 1º ou 2º GL. Porém, parece ser um facto assente que numa análise não-linear, quanto maior for a rigidez mais este se aproximará de uma análise linear. Isto porque, ao aumentar a rigidez, está-se a impor que para atingir um mesmo deslocamento será necessário impor uma força maior. A consequência disto é que a força de cedência irá aumentar sempre que se aumentar a rigidez do sistema, o que significa que o sistema entra em regime não-linear para forças cada vez maiores, até que para rigidezes elevadas ele não chegará mesmo a entrar em cedência, sendo puramente linear. Desta forma é compreensível que no caso em estudo, as diferenças tendam a desaparecer como o aumento da rigidez, havendo uma convergência para o regime linear. Quanto ao ξ_2 equivalente da análise não-linear, pode-se dizer que este tende para o valor do coeficiente de amortecimento da análise linear, que é o mesmo que considerar que a análise não-linear tende para a análise linear com o aumento da rigidez e amortecimento.

5.4. COMPARAÇÃO DAS DIFERENÇAS DE RESULTADOS ENTRE AS ANÁLISES LINEAR E NÃO-LINEAR

Para melhor poder compreender e analisar os resultados da combinação de parâmetros para o caso linear e não-linear, em primeiro lugar é necessário perceber como varia a diferença de resultados com as diversas propriedades da estrutura e que grandezas poderá atingir.

Além de se tentar perceber as diferenças existentes para um caso específico, era também importante entender como estas evoluem com o aumento da rigidez, isto é, número de aparelhos, e para com o aumento de amortecimento adicional introduzido no TMD para além do amortecimento hysterético. É de realçar que a principal diferença entre a análise linear e não-linear, é que no caso da análise linear o amortecimento adicional é o único amortecimento do TMD, enquanto que no caso da não-linear, além do amortecimento adicional, há também o amortecimento hysterético. Esta particularidade, como é óbvio, irá ser a principal razão causadora das diferenças de resultados, partindo do princípio que estas existam.

Para a estrutura atrás apresentada com $\mu = 1$, agora indicam-se nas tabelas de 7 a 11, as diferenças de resultados entre as análises linear e não-linear, sendo estas obtidas para a variação no número de aparelhos (rigidez) e do amortecimento adicional do TMD, c . Estas diferenças são expostas em termos percentuais, sendo positivas para casos em que a análise linear apresente resultados superiores à análise não-linear.

$$Diferenças (\%) = \frac{"Resul. linear" - "Resul. não linear"}{"Resul. linear"}$$

Desta forma, o que estas diferenças percentuais representam, acaba por ser a diminuição ou aumento dos resultados apresentados pelas análises não-lineares em relação às análises lineares.

Tabela 7 – Variação das diferenças para deslocamentos do 1ºGL (%)

		Amortecimento adicional				
		0	5000	10000	15000	20000
Nº de aparelhos	14	0.36	0.08	0.02	0.02	0.02
	34	0.58	0.18	0.09	0.05	0.03
	54	0.62	0.26	0.13	0.08	0.04
	74	0.66	0.37	0.22	0.14	0.08
	94	0.59	0.34	0.23	0.15	0.09
	114	0.59	0.32	0.21	0.14	0.10
	134	0.53	0.28	0.18	0.12	0.07
	154	0.48	0.25	0.17	0.10	0.05
	174	0.43	0.24	0.13	0.06	0.03
	194	0.43	0.25	0.15	0.07	0.01
	214	0.40	0.20	0.09	0.04	0.01
	234	0.34	0.17	0.08	0.02	0.00
	254	0.20	0.11	0.06	0.02	0.00
	274	0.25	0.12	0.05	0.01	0.00
	294	0.19	0.07	0.02	0.01	0.00
	314	0.11	0.04	0.01	0.00	0.00
	334	0.07	0.02	0.01	0.00	0.00
	354	0.08	0.02	0.00	0.00	0.00
	374	0.06	0.02	0.00	0.00	0.00

Tabela 8 - Variação das diferenças para acelerações do 1ºGL (%)

		Amortecimento adicional				
		0	5000	10000	15000	20000
Nº de aparelhos	14	0.00	0.00	-0.01	-0.01	-0.01
	34	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
	54	-0.01	-0.02	-0.01	-0.02	-0.01
	74	0.04	0.01	0.00	-0.01	-0.02
	94	0.02	-0.01	-0.02	-0.02	-0.02
	114	0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02
	134	0.03	-0.03	-0.04	-0.05	-0.04
	154	0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02
	174	0.07	0.00	-0.01	-0.02	-0.01
	194	0.03	-0.04	-0.03	-0.02	-0.01
	214	0.07	-0.01	0.01	0.01	0.00
	234	0.06	0.01	0.01	0.00	0.00
	254	0.03	0.03	0.02	0.00	0.00
	274	0.10	0.03	0.00	0.00	0.00
	294	0.01	-0.03	-0.02	0.00	0.00
	314	-0.03	-0.04	-0.01	0.00	0.00
	334	-0.02	-0.02	-0.01	0.00	0.00
	354	-0.02	-0.02	0.00	0.00	0.00
	374	-0.04	-0.02	0.00	0.00	0.00

Tabela 9 - Variação das diferenças para deslocamentos do 2ºGL (%)

		Amortecimento adicional				
		0	5000	10000	15000	20000
Nº de aparelhos	14	0.71	0.22	0.04	-0.02	-0.05
	34	0.70	0.27	0.11	0.03	-0.04
	54	0.68	0.33	0.15	0.05	0.01
	74	0.70	0.39	0.20	0.08	0.02
	94	0.60	0.33	0.24	0.15	0.09
	114	0.61	0.36	0.23	0.15	0.10
	134	0.55	0.29	0.18	0.10	0.05
	154	0.50	0.24	0.11	0.03	-0.02
	174	0.39	0.17	0.08	0.02	0.00
	194	0.39	0.20	0.09	0.04	0.01
	214	0.38	0.17	0.05	0.00	0.00
	234	0.31	0.11	0.03	-0.01	0.00
	254	0.13	0.09	0.05	0.02	0.00
	274	0.23	0.10	0.04	0.00	0.00
	294	0.17	0.08	0.02	0.00	0.00
	314	0.05	0.02	0.00	0.00	0.00
	334	0.02	0.00	0.00	0.00	0.00
	354	0.07	0.01	0.00	0.00	0.00
	374	0.04	0.01	0.00	0.00	0.00

Tabela 10 - Variação das diferenças para acelerações do 2ºGL (%)

		Amortecimento adicional				
		0	5000	10000	15000	20000
Nº de aparelhos	14	0.76	0.40	0.25	0.17	0.13
	34	0.83	0.55	0.41	0.29	0.19
	54	0.82	0.58	0.45	0.35	0.25
	74	0.82	0.61	0.48	0.38	0.28
	94	0.77	0.58	0.47	0.36	0.27
	114	0.75	0.53	0.41	0.30	0.22
	134	0.69	0.48	0.36	0.26	0.17
	154	0.66	0.45	0.33	0.23	0.14
	174	0.57	0.38	0.25	0.16	0.10
	194	0.54	0.37	0.25	0.15	0.07
	214	0.53	0.34	0.21	0.10	0.03
	234	0.47	0.29	0.17	0.07	0.01
	254	0.32	0.21	0.11	0.03	0.00
	274	0.35	0.21	0.10	0.02	0.00
	294	0.30	0.15	0.06	0.01	0.00
	314	0.22	0.10	0.03	0.00	0.00
	334	0.16	0.07	0.01	0.00	0.00
	354	0.15	0.05	0.00	0.00	0.00
	374	0.13	0.04	0.00	0.00	0.00

Tabela 11 - Variação das diferenças para deslocamentos relativos (%)

		Amortecimento adicional				
		0	5000	10000	15000	20000
Nº de aparelhos	14	0.70	0.20	0.03	-0.03	-0.07
	34	0.68	0.24	0.07	-0.01	-0.07
	54	0.67	0.30	0.12	0.02	-0.02
	74	0.68	0.34	0.14	0.03	-0.04
	94	0.56	0.27	0.17	0.09	0.03
	114	0.57	0.30	0.16	0.08	0.04
	134	0.50	0.22	0.12	0.06	0.01
	154	0.45	0.19	0.08	-0.01	-0.05
	174	0.32	0.09	0.00	-0.03	-0.03
	194	0.31	0.11	0.02	-0.01	-0.01
	214	0.32	0.11	0.01	-0.01	0.00
	234	0.25	0.05	-0.01	-0.03	0.00
	254	0.05	0.05	0.03	0.01	0.00
	274	0.18	0.06	0.03	0.00	0.00
	294	0.12	0.06	0.00	0.00	0.00
	314	0.01	0.00	0.00	0.00	0.00
	334	-0.01	-0.02	0.00	0.00	0.00
	354	0.04	0.01	0.00	0.00	0.00
	374	0.02	0.01	0.00	0.00	0.00

Observa-se que as diferenças entre os resultados de análises lineares e não-lineares podem ser significativas. Isto porque ao introduzir o amortecimento hysterético na análise não-linear, há um aumento do ξ_2 em relação à análise linear, o que leva a que possua menores deslocamentos e acelerações. A questão que se põe agora é de que forma evoluem estas diferenças com o aumento da rigidez e do amortecimento adicional.

5.4.1 VARIAÇÃO DE DIFERENÇAS DE RESULTADOS COM A RIGIDEZ E AMORTECIMENTO

A variação das diferenças de resultados com a rigidez pode ser explicada observando a figura 29, que representa a variação do coeficiente de amortecimento equivalente de histerese. Analisando esta figura percebe-se que o ξ_2 equivalente de histerese, para rigidezes baixas aumenta até certo valor, passando a partir daí a diminuir até este ser nulo. Como já foi explicado, este amortecimento de histerese é o principal responsável pelas diferenças observadas em termos de deslocamentos e acelerações, sendo

normal então, que estas diferenças de resultados sigam a tendência do coeficiente de amortecimento equivalente de histerese.

Posto isto, observando as tabelas representativas das diferenças dos resultados considerados mais importantes, em geral o que acontece com a variação da rigidez é que quando esta é muito baixa as respostas máximas são parecidas não havendo grandes diferenças. Aumentando a rigidez, a diferença aumenta também até um ponto a partir do qual começa a decrescer até esta ser nula. Isto corresponde exatamente ao mesmo comportamento assumido pelo ξ_2 equivalente de histerese acima descrito.

Quanto à variação das diferenças com o amortecimento, o referido anteriormente em relação à rigidez pode ser aplicado ao amortecimento. Isto porque, como se vê facilmente na figura 29, o aumento do amortecimento adicionado à estrutura para além do amortecimento de histerese leva a que o amortecimento de histerese seja cada vez menor. A consequência deste facto é que as diferenças entre os resultados da análise linear e não-linear sejam decrescentes quando o amortecimento adicional aumenta, como aliás se pode verificar nas tabelas anteriormente apresentadas.

5.4.2 VARIAÇÃO DE DIFERENÇAS DE RESULTADOS COM O RÁCIO DE MASSA

Assim como é importante definir como variam as diferenças com a rigidez e amortecimento, também é essencial apurar como estas variam como o rácio de massa, μ . De facto, ao se alterar o rácio de massa, está-se a alterar a massa do TMD, tendo efeito não só na grandeza dos deslocamentos e acelerações máximas, como também no efeito das não-linearidades. Tal como no caso da rigidez e amortecimento, a evolução do coeficiente de amortecimento equivalente apenas de histerese com a variação de μ , irá ditar como evoluem as diferenças para diferentes rácios de massa.

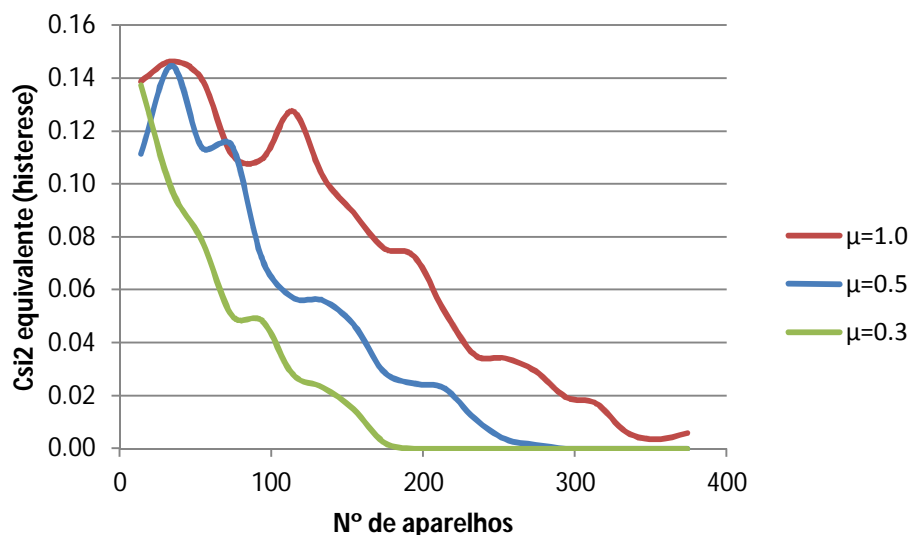


Figura 30 - Variação do coeficiente de amortecimento de histerese com μ ($C=5000$)

Verificando a evolução do coeficiente de amortecimento equivalente de histerese, para um dado caso de amortecimento adicional fixo, conclui-se que com a diminuição do μ , há um decréscimo do ξ_2 equivalente de histerese. Ou seja, quanto menor for μ , menor será o efeito não-linear introduzido na estrutura, o que acabará por resultar em menores diferenças para com os resultados da análise linear.

5.5 COMPARAÇÃO DOS PARÂMETROS ÓTIMOS DAS ANÁLISES LINEAR E NÃO-LINEAR

5.5.1 OBTENÇÃO DE GRÁFICOS ξ_2 - γ

A obtenção dos parâmetros ótimos que minimizam os deslocamentos e acelerações, foi conseguida fazendo variar para vários μ , os valores do coeficiente de amortecimento, ξ_2 , e do rácio de frequências, γ , para valores de 0 a 1 (porém, no caso de γ , o valor mínimo que se assumiu foi de 0.1). Sendo assim para cada μ são obtidos dois pares de valores ótimos, sendo que um minimiza os deslocamentos e o outro as acelerações do 1º GL. Nas figuras 31 a 40, estão apresentados os gráficos ξ_2 - γ , para o caso $\mu = 0.5$, referentes à análise linear e ao não-linear. É importante realçar que no caso da análise não-linear, na verdade, é mais correto chamar ao gráfico de ξ_2 equivalente- γ equivalente, já que, foi visto anteriormente, que para se poder tratar os efeitos não-lineares do sistema, procurou-se aproximar esta análise por uma análise linear equivalente. Estes gráficos foram obtidos com auxílio dos algoritmos desenvolvidos e demonstrados anteriormente, sendo executados no programa de cálculo MATLAB. Os 5 gráficos ξ_2 - γ obtidos são: deslocamento no 1º GL (designado “Deslocamento 1”), deslocamento no 2º GL (designado “Deslocamento 2”), deslocamento relativo entre 1º e 2º GL (designado “Deslocamento relativo”), aceleração do 1º GL (designado “Aceleração 1”) e aceleração do 2º GL (designado “Aceleração 2”). Posto isto, de seguida são exibidos os gráficos para a análise linear (ver figuras 31 a 35):

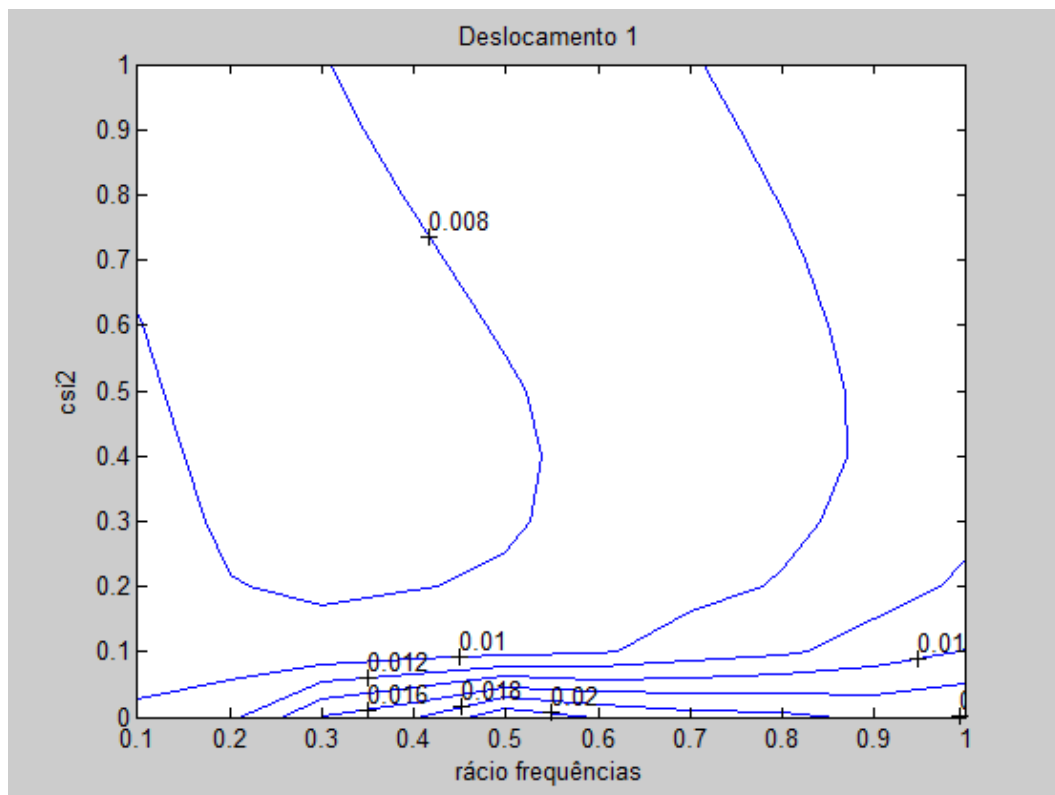


Figura 31 - Gráficos dos deslocamentos (m) do 1º GL para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu = 0.5$ (análise linear)

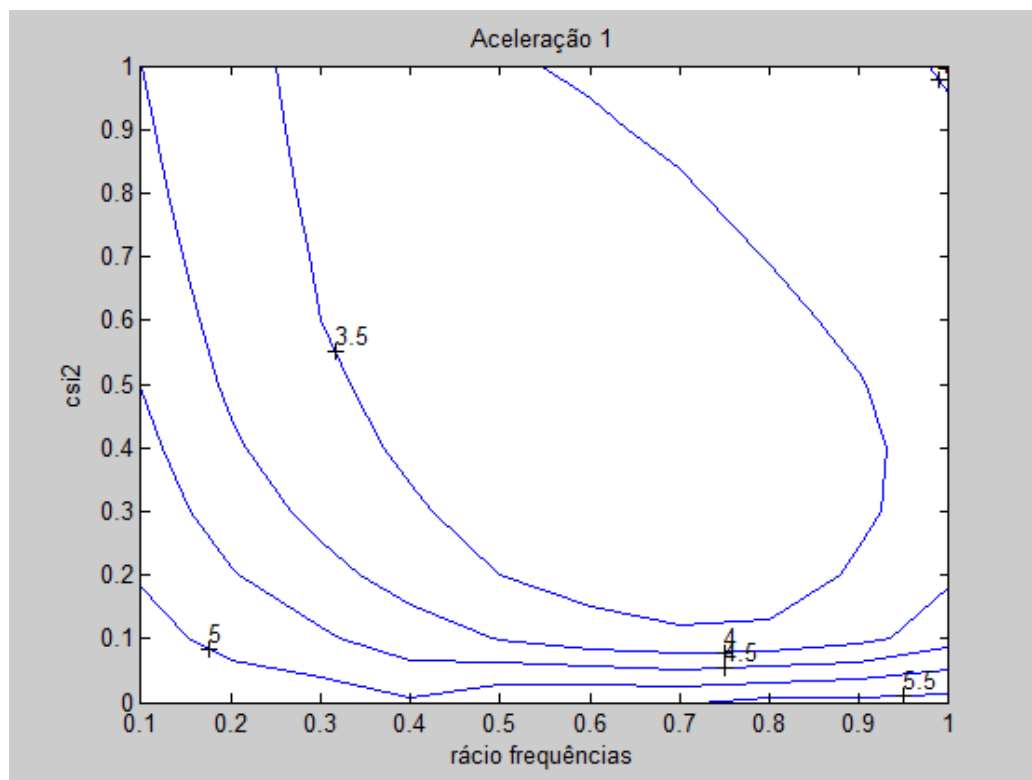


Figura 32 - Gráficos das acelerações (m/s²) do 1º GL para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu = 0.5$ (análise linear)

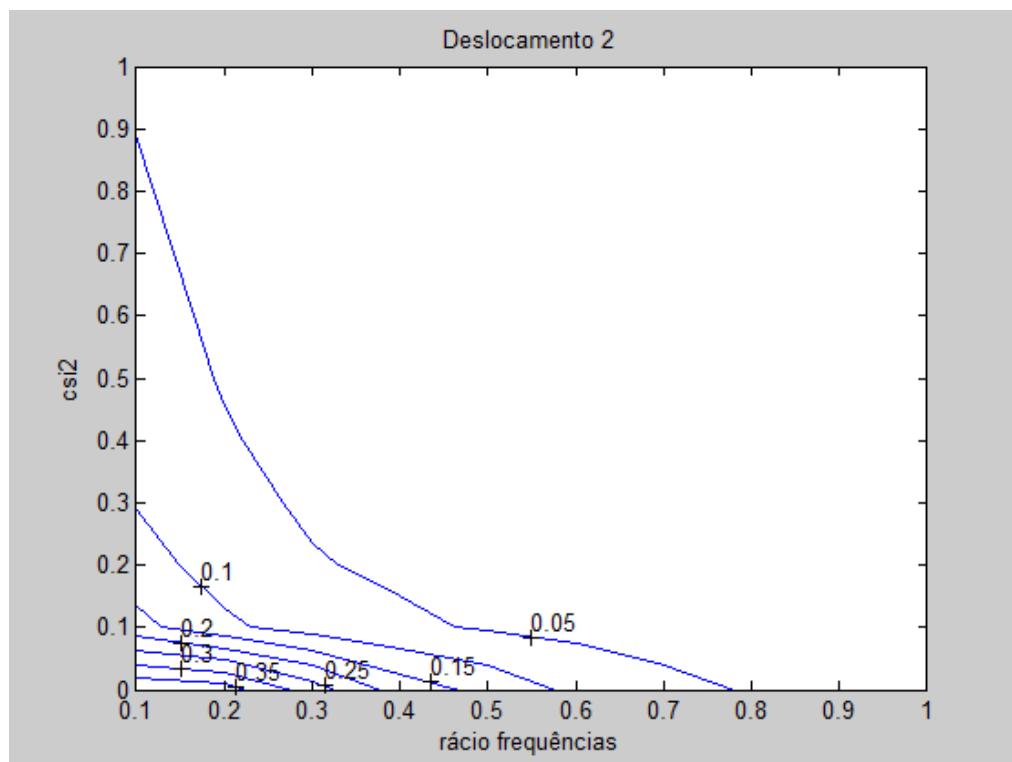


Figura 33 - Gráficos dos deslocamentos (m) do 2º GL para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu = 0.5$ (análise linear)

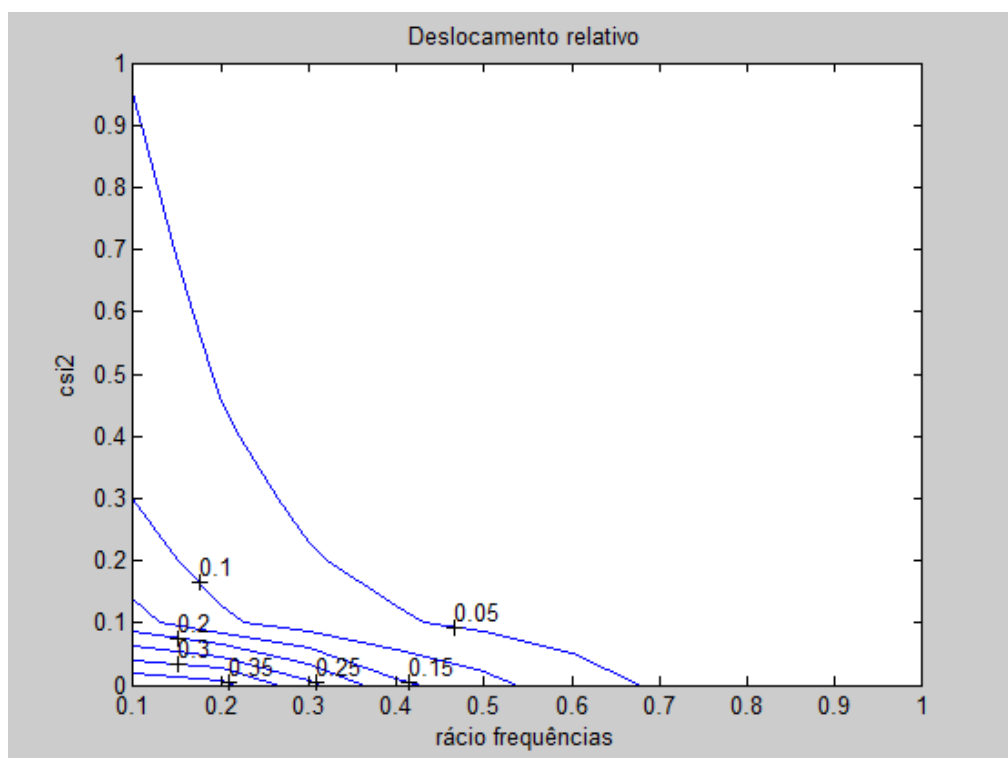


Figura 34 - Gráficos dos deslocamentos relativos (m) para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu = 0.5$ (análise linear)

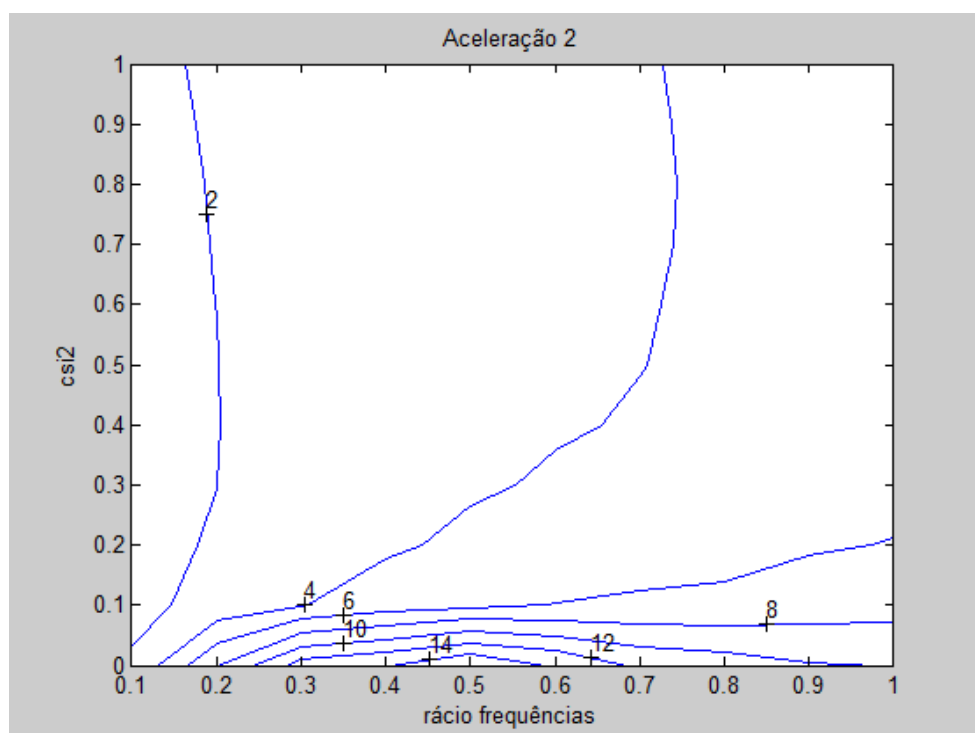


Figura 35 - Gráficos das acelerações (m/s²) do 2º GL para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu = 0.5$ (análise linear)

De seguida, nas figuras 36 a 40, apresentam-se os gráficos para a análise não-linear. Com a particularidade de no caso da análise não-linear, haver certas combinações de parâmetros para o qual a análise está em regime não-linear e outros no qual cai em regime linear. Isto acontece mais concretamente para casos de rigidez e amortecimento altos, como se viu anteriormente. Em resultado, estes gráficos nessas zonas têm curvas coincidentes com os gráficos apresentados para análises lineares. De forma a tornar visível a intervenção do efeito não-linear na determinação da resposta, tentou-se separar nos gráficos, as regiões em regime linear e não-linear. Esta tentativa está patente nos gráficos através de uma linha vermelha, na qual a região do lado esquerdo representa sempre a zona em regime não-linear e a região do lado direito representa a zona em regime linear. Convém referir que, como estes gráficos são representativos dos 10 sismos em análise, nas zonas de transição não-linear - linear, pode acontecer que parte dos sismos esteja em regime não-linear e a outra parte já esteja em regime linear. Sendo assim, poderia levantar-se a dúvida de como dividir então o gráfico em zona de comportamento não-linear e linear. Para resolver o problema, considera-se que sempre pelo menos 5 dos sismos atingiam o regime linear, o sistema está na transição destes dois estados.

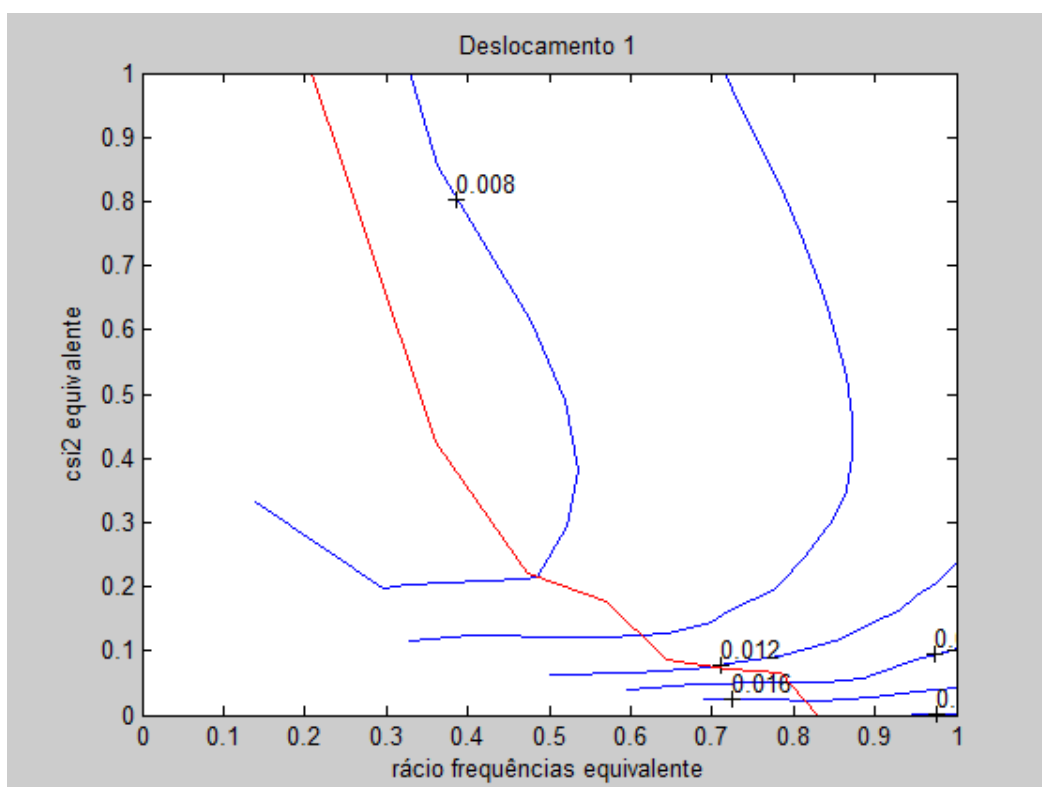


Figura 36 - Gráficos dos deslocamentos (m) do 1º GL para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu = 0.5$ (análise não-linear)

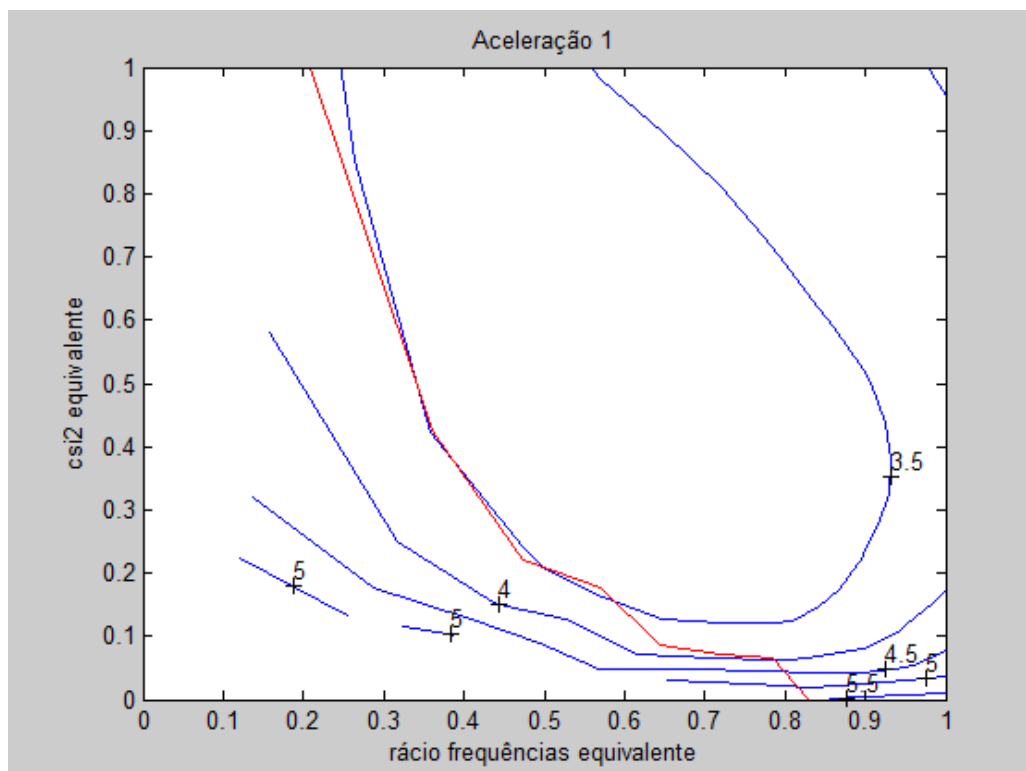


Figura 37 - Gráficos das acelerações (m/s²) do 1º GL para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu=0.5$ (análise não-linear)

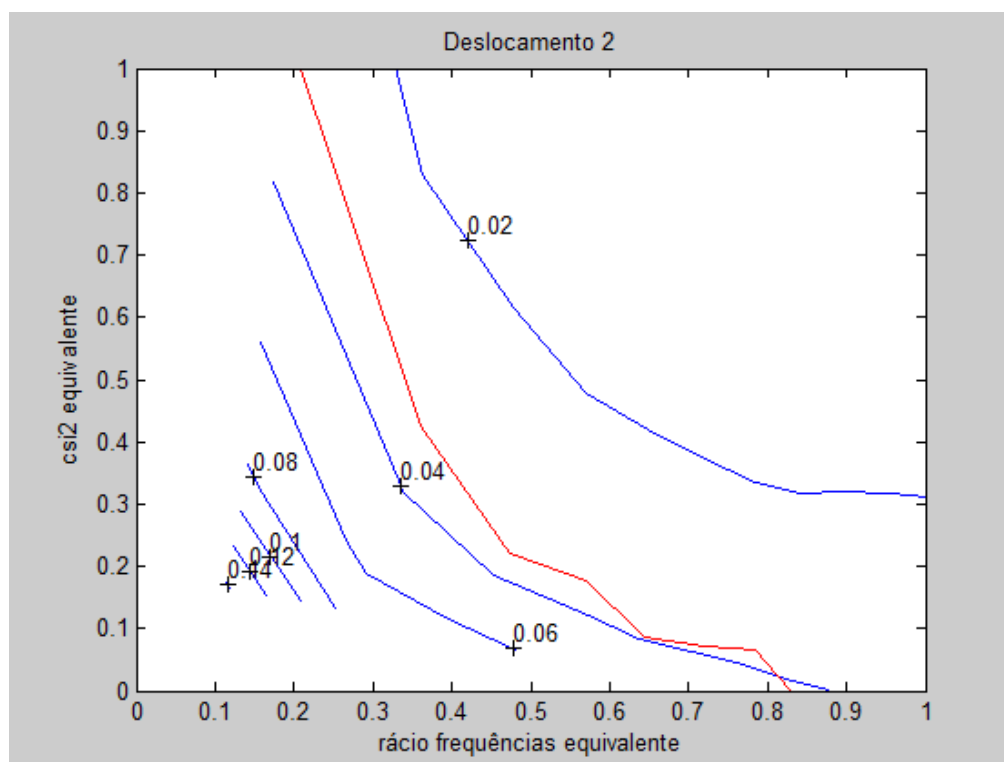


Figura 38 - Gráficos dos deslocamentos (m) do 2º GL para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu=0.5$ (análise não-linear)

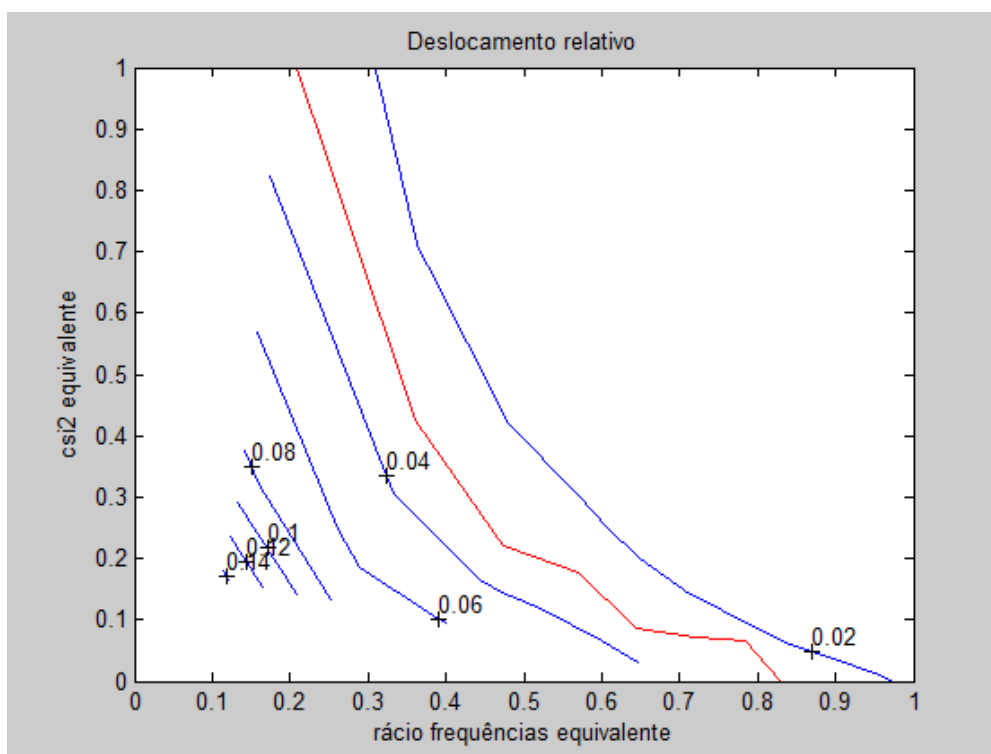


Figura 39 - Gráficos dos deslocamentos relativos (m) para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu = 0.5$ (análise não-linear)

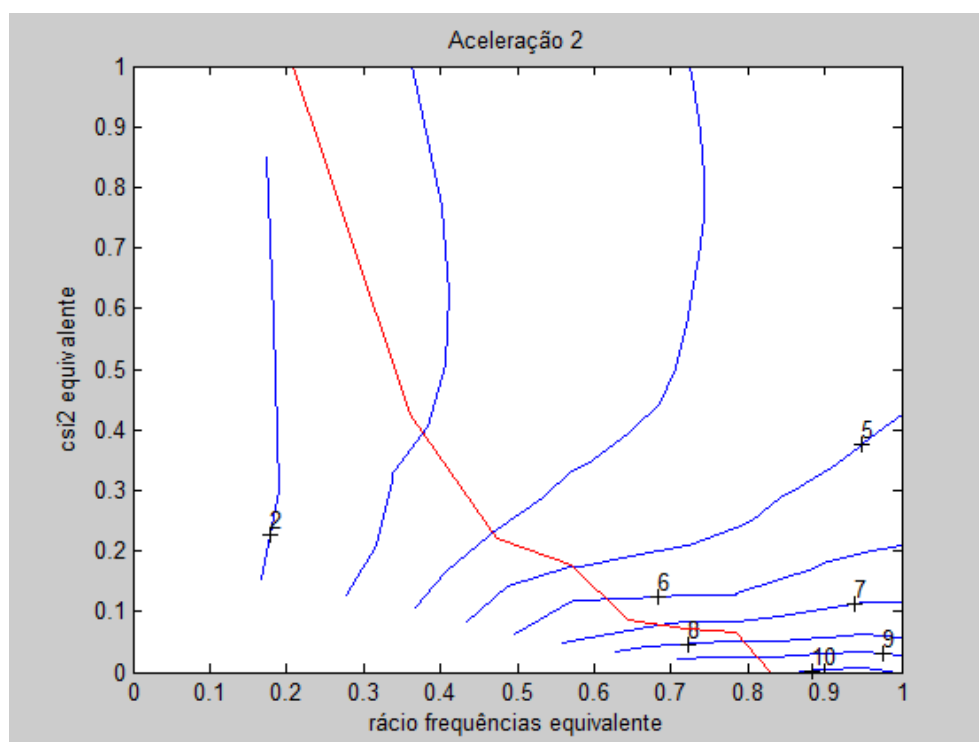


Figura 40 - Gráficos das acelerações (m/s^2) do 2º GL para variação do coeficiente de amortecimento e rácio de frequências equivalentes, caso $\mu = 0.5$ (análise não-linear)

Nestes gráficos, é importante referir que, como se pode ver, não existem as isolinhas de valores no quadrante inferior esquerdo. Isto tem haver com o facto de ser introduzido o conceito de coeficiente de amortecimento equivalente de histerese. De facto, no caso de γ pequenos (significando rigidezes mais baixas) é quando o ξ_2 equivalente de histerese apresenta valores mais altos. Sendo assim, mesmo que o amortecimento adicional seja nulo, para rigidezes pequenas o ξ_2 equivalente total não será nulo, o que resulta em que não existam valores no gráfico para γ equivalente e ξ_2 equivalentes muito baixos.

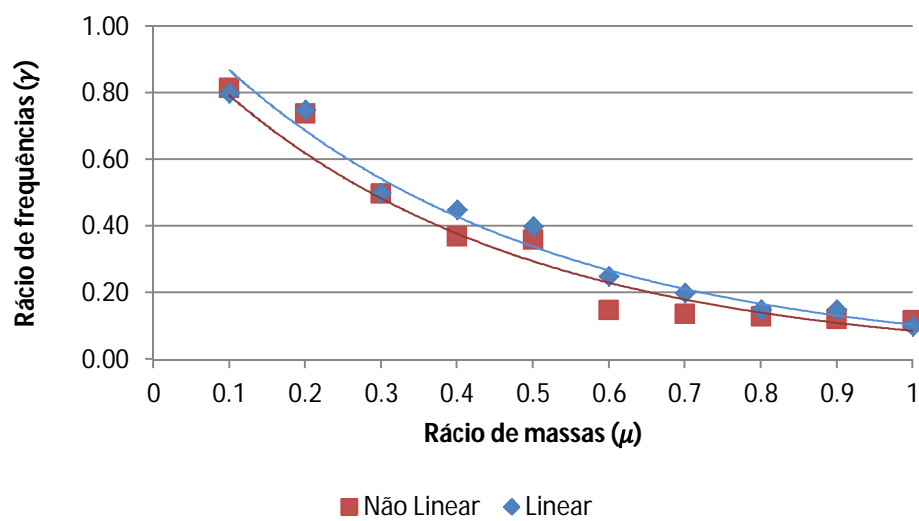
5.5.2 OBTENÇÃO DOS PARÂMETROS ÓTIMOS PARA ANÁLISES LINEARES E NÃO-LINEARES

Agora que se obtiveram os gráficos de variação γ - ξ_2 , pode-se proceder à determinação dos valores ótimos. No caso do dimensionamento de um TMD, os parâmetros ótimos para os quais interessa obter os valores mínimos são: deslocamento 1º GL e acelerações 1º GL, correspondentes à estrutura que se pretende controlar. Para esses gráficos serão detetados os valores mínimos e registados os parâmetros ótimos de γ e ξ_2 correspondentes. Na tabela 12, apresentam-se estes parâmetros ótimos para as análises linear e não-linear, respeitantes a $\mu = 0.5$:

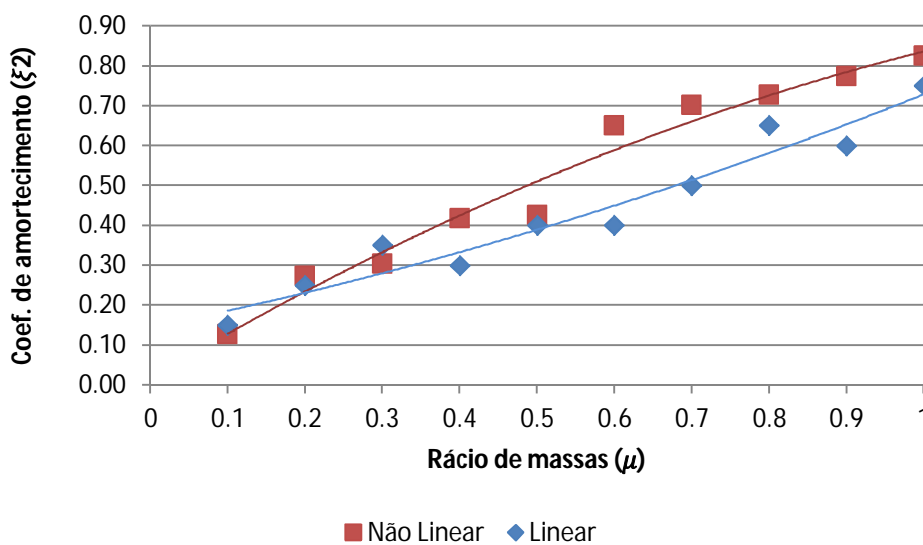
Tabela 12 - Parâmetros ótimos para minimização de deslocamentos e acelerações ($\mu = 0.5$)

	Deslocamentos		Acelerações	
	γ	ξ_2	γ	ξ_2
Não-linear	0.36	0.43	0.72	0.35
Linear	0.40	0.40	0.70	0.35

Os parâmetros ótimos de dimensionamento podem também ser obtidos com μ a variar de 0 a 1. Após esse processo ser feito, os resultados podem ser organizados em ábacos nos quais para a variação de μ , se indicam os valores do rácio de frequências, γ , e coeficiente de amortecimento, ξ_2 , que minimizam as acelerações e deslocamentos do 1º GL (ver figuras 41 e 42).

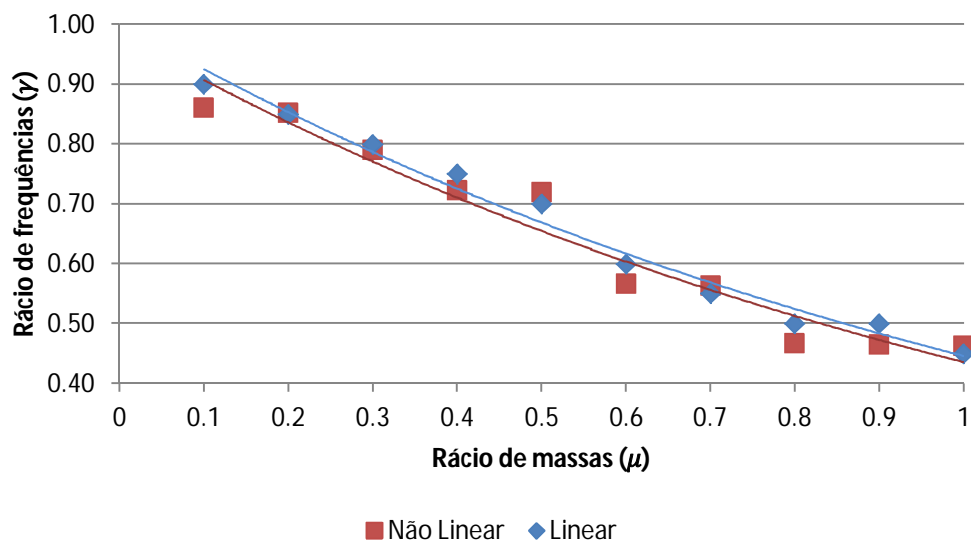


a)

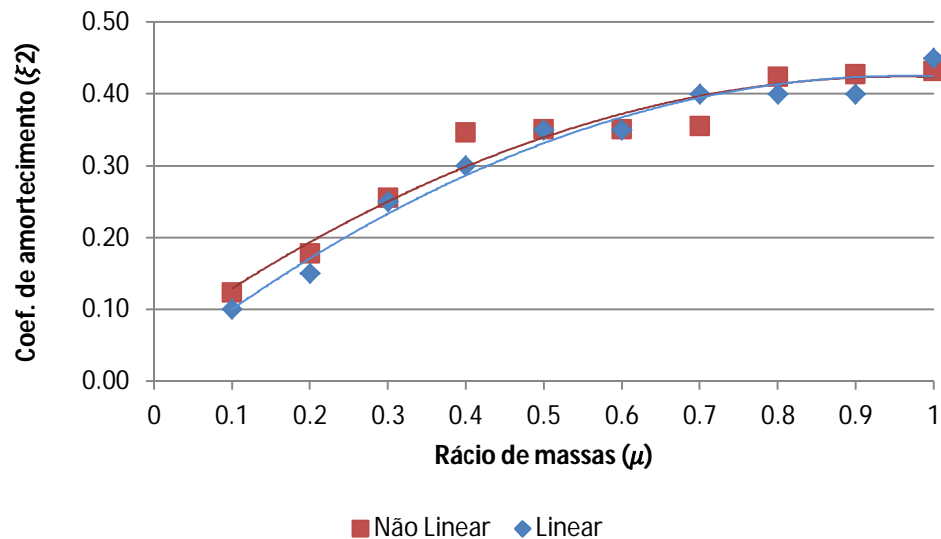


b)

Figura 41 - Parâmetros ótimos para minimização do deslocamento do 1ºGL: a) rácio de frequências; b) coeficiente de amortecimento



a)



b)

Figura 42 - Parâmetros ótimos para minimização da aceleração do 1ºGL: a) rácios de frequências; b) coeficiente de amortecimento

Analisando os ábacos, a primeira impressão que se pode retirar é que os valores ótimos da análise não-linear, em geral, se aproximam muito dos da análise linear. No caso da minimização das acelerações, pode-se mesmo dizer que os valores que as curvas de tendência são praticamente coincidentes. Este facto faz sentido, já que ao analisar os gráficos ξ_2 - γ , facilmente se percebe que os valores ótimos para minimização das acelerações para o caso da análise não-linear, estão em zonas do gráfico em que o sistema assume um comportamento linear, como se percebe na figura 37, daí os valores dos ótimos das análises lineares e não-lineares coincidirem. Apesar de as figuras mostradas anteriormente (figuras 31 a 40) se referirem a uma estrutura em específico com um determinado μ , verificou-se que este comportamento é comum para a generalidade dos rácios de massa de 0 a 1.

No caso dos deslocamentos também se pode dizer que os resultados são parecidos, porém, as curvas não apresentam a mesma coincidência como no caso das acelerações. Isto resulta do facto de os valores ótimos no caso da análise linear, se encontrarem em zonas em que o sistema exhibe comportamento não-linear ou então em zonas de transição entre comportamento linear e não-linear, como se pode verificar na figura 36. Sendo assim, faz sentido que existam diferenças mais significativas entre os resultados ótimos da análise linear e não-linear no caso dos deslocamentos. A tendência verificada, é que à medida que aumenta o μ , a combinação ótima dos parâmetros se desloque das zonas de fronteira de comportamento linear e não-linear para zonas puramente não-lineares. Em termos de rácios de frequências, as diferenças existentes são pequenas e constantes ao longo de μ , já no caso do coeficiente de amortecimento do TMD o que acontece é que há um crescimento das diferenças ao longo de μ , como se pode verificar nos ábacos anteriormente apresentados. Este comportamento enquadra-se perfeitamente com o comportamento demonstrado pelo coeficiente de amortecimento de histerese para a variação do μ . Com o aumento do rácio de massa, há uma maior quantidade de amortecimento de histerese que é mobilizado na estrutura, logo, como os valores ótimos dos deslocamentos das análises não-lineares estarão concentrados em zonas do gráfico $\xi_2 - \gamma$ com comportamento não-linear, há um aumento da diferença do ξ_2 equivalente ótimo com o aumento do μ .

Com isto, pode-se analisar o ponto essencial desta tese, que é saber se a introdução dos efeitos não-lineares no sistema permite que os métodos de dimensionamento que consideram apenas efeitos lineares, sejam também adoptados para análises que incluem efeitos não-lineares dos TMDs. Ponderando todos os resultados obtidos quanto às diferenças entre os parâmetros ótimos determinados para ambos os casos, verifica-se que apesar de tudo há uma grande aproximação de resultados. Este facto, associado à grande robustez do TMD que reduz a importância da sintonização destes dispositivos de grandes dimensões, leva a que se possa afirmar que a utilização de métodos de dimensionamento que apenas consideram comportamentos lineares, seja perfeitamente possível para situações em que se pretende introduzir efeitos não-lineares dos TMDs, desde que se estude a sintonia da análise não-linear tendo por base uma análise linearizada equivalente. Chama-se no entanto à atenção de que esta linearização é dependente do modelo de comportamento dos aparelhos de apoio utilizado e da forma como esta linearização é feita.

5.5.3 COMPARAÇÃO DE RESULTADOS ENTRE A COMBINAÇÃO ÓTIMA E A COMBINAÇÃO MÍNIMA DE APARELHOS E AMORTECIMENTO ADICIONAL

Como último aspecto em análise, neste ponto tenta perceber-se se a aplicação dos aparelhos estritamente necessários para suportar o TMD e sem qualquer amortecimento adicional, se traduziria numa perda de eficiência significativa relativamente aos parâmetros ótimos.

Refira-se que neste caso, o cálculo dos aparelhos de apoio estritamente necessários, foi feito tendo como base o máximo de carga vertical suportado por cada aparelho indicado nos catálogos de apoios para isolamento de base. Para os aparelhos utilizados na estrutura em estudo (com diâmetro de 650mm), a força vertical máxima por cada unidade seria de 2700Kn. A esta capacidade de carga foram retirados 20% (valor simplificado), por se considerar que podem ocorrer outros efeitos que poderão reduzir a resistência, como por exemplo, efeitos de torção.

Desta forma, para vários rácios de massa foram calculados os deslocamentos e acelerações do grau de liberdade da estrutura que se pretende controlar, o 1º GL. Com estes resultados procederam-se à comparação de dois casos: deslocamentos da solução de aparelhos mínimos com os da solução ótima de minimização de deslocamentos; e comparação das acelerações da solução de aparelhos mínimos

com as da solução de parâmetros ótimos para minimização das acelerações. Os resultados obtidos estão demonstrados nas figuras 43 a 45.

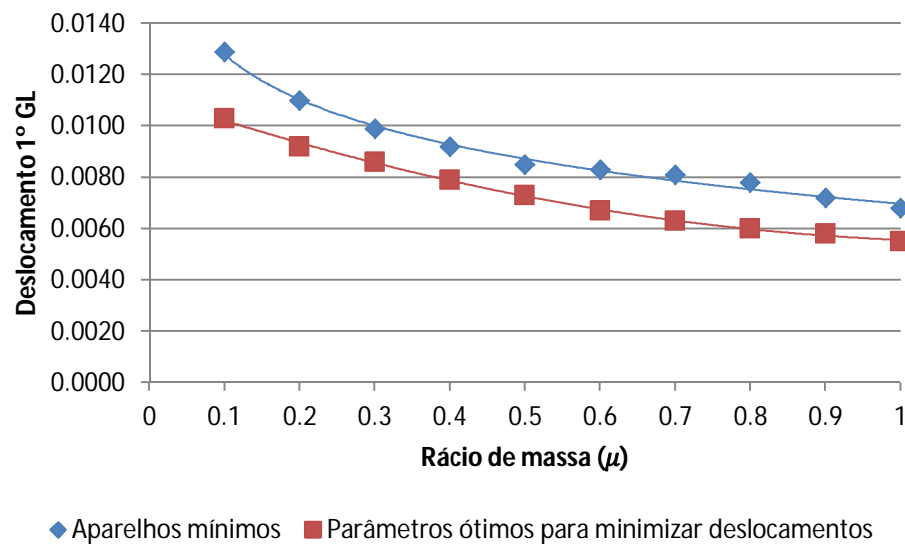


Figura 43 - Comparação de deslocamentos para o caso mínimo de aparelhos e combinação ótima para minimização de deslocamentos

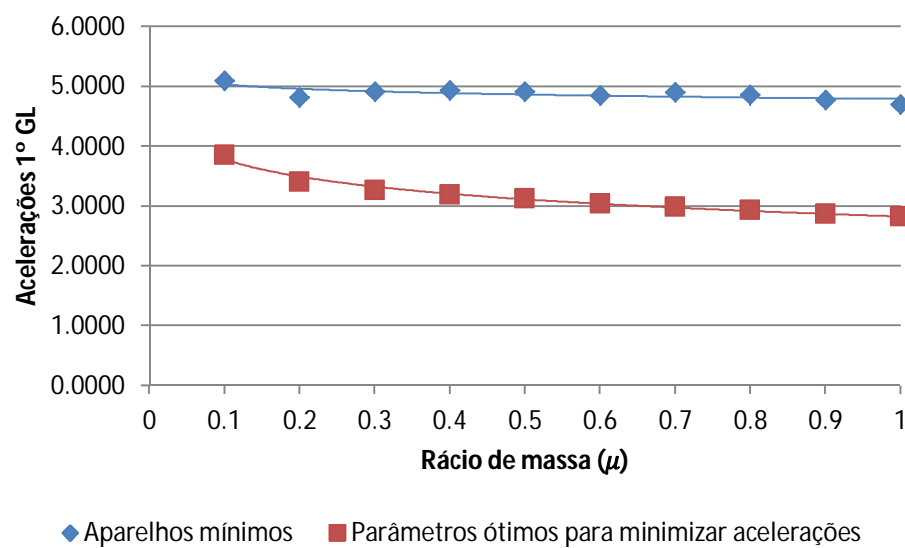


Figura 44 - Comparação de acelerações para o caso mínimo de aparelhos e combinação ótima para minimização de acelerações

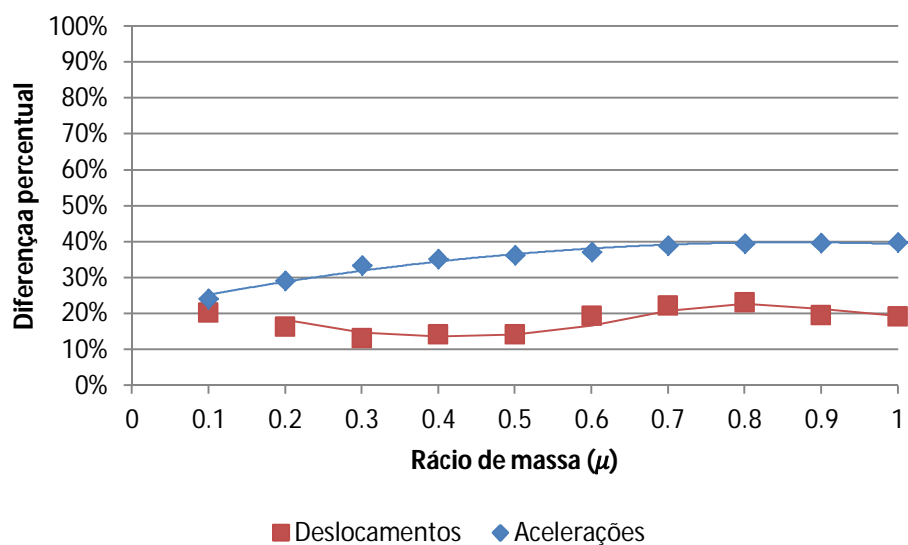


Figura 45 - Diferenças de resultados para deslocamentos e acelerações (%)

Como era de esperar, a solução que utiliza aparelhos mínimos apresenta sempre resultados superiores aos das soluções ótimas, tanto a nível de deslocamentos como de acelerações. Ao analisar estas diferenças verifica-se que estas, no que diz respeito aos deslocamentos rondam os 20%, e quanto às acelerações chegam a atingir os 40% para rácios de massa elevados.

Tabela 13 - Nº de aparelhos e amortecimento adicional para os 3 casos de comparação

TMD		Mínimo	Parâmetros ótimos		Parâmetros ótimos	
μ	M (ton)		Deslocamento 1º GL		Aceleração 1º GL	
		Nº aparelhos	Nº aparelhos	Amortecimento adicional	Nº aparelhos	Amortecimento adicional
0.1	1367	7	54	6500	69	6500
0.2	3000	14	87	25000	117	18750
0.3	4154	20	60	27000	150	36000
0.4	5143	24	45	34500	167	57500
0.5	6000	28	53	42000	207	70000
0.6	6750	32	14	32000	154	64000
0.7	7412	35	14	35000	184	70000
0.8	8000	38	14	40000	140	80000
0.9	8527	40	14	44000	156	88000
1	9000	42	14	45000	171	90000

No que diz respeito ao número de aparelhos a utilizar, para o caso do controlo dos deslocamentos, a adopção da solução de aparelhos mínimos apenas pode trazer algum benefício para valores de μ inferiores a 0.5, já a partir deste valor, esta solução além de possuir maiores deslocamentos também requer um maior número de aparelhos que a solução ótima. Já para as acelerações a solução de aparelhos mínimos apresenta sempre menos aparelhos que a solução ótima. Mas, convém não esquecer que estas combinações ótimas para serem atingidas, dependem não só do número de aparelhos, mas também do amortecimento adicional inserido na estrutura, como se pode verificar pela consulta da tabela 13.

Sendo assim, quando à decisão se compensa ou não a adopção da solução de aparelhos mínimos para garantir a segurança de estrutura em detrimento das soluções ótimas, esta deve ser tomada ponderando aspectos económicos, sabendo que no caso do TMD não estar otimamente sintonizado a resposta estrutural será superior.

6

CONCLUSÕES

Esta tese foi desenvolvida com o intuito de investigar se a consideração do comportamento não-linear dos TMDs, impede que sejam adoptados os métodos de dimensionamento destes elementos que frequentemente apenas consideram o seu comportamento linear.

Tendo por base este objetivo, em primeiro lugar houve a necessidade de criar um algoritmo de análise não-linear de estruturas. Para a sua concepção, partiu-se da teoria de espaço estado, modificando-a de forma a incluir os efeitos não-lineares pretendidos. Posteriormente, com base nesta ferramenta, avançou-se para a obtenção de análises lineares equivalentes de análises não-lineares, com o principal intuito de poder comparar as análises lineares e não-lineares em termos de parâmetros de dimensionamento de TMDs. No entanto, para a linearização foi necessário criar um algoritmo de cálculo dos ciclos de histerese e das suas características, como a rigidez e amortecimento equivalentes. Foi visto que, regra geral, os resultados das análises lineares equivalentes têm tendência a dar resultados inferiores aos da análise não-linear. Por isso, foi necessário também criar um algoritmo que faz a convergência destas duas análises em termos de deslocamentos máximos, e desta forma obter uma análise equivalente calibrada.

Seguidamente, procedeu-se à comparação das respostas entre análises lineares e não-lineares. Para isso analisou-se a progressão dos valores dos deslocamentos e acelerações, assim como do coeficiente de amortecimento, relativamente à variação das características do sistema em termos de rigidez e do amortecimento adicional do TMD.

Após se perceber como variava cada análise individualmente, procedeu-se à comparação das diferenças existentes entre as duas análises para com a variação da rigidez e amortecimento adicional do TMD. O que se pôde concluir deste ponto, é que as diferenças que existem entre as duas análises, são dependentes da grandeza do coeficiente de amortecimento obtido por ciclos de histerese. Sendo assim, para combinações com rigidezes e amortecimentos adicionais baixos, onde o coeficiente de amortecimento de histerese assumia valores maiores, as diferenças eram mais elevadas, podendo mesmo, para o caso demonstrado neste trabalho, chegar a ultrapassar os 60% relativamente a deslocamentos. Como as diferenças encontradas seguem a tendência da variação do coeficiente amortecimento de histerese, o que acontece é que para altas rigidezes e amortecimentos adicionais, as diferenças são consideravelmente atenuadas. Isto é o mesmo que dizer que para tais combinações de rigidez e amortecimento adicional, a resposta da análise não-linear tende para a da análise linear.

É claro que estas conclusões se continuam a aplicar quando, em vez de se considerar a variação de rigidez e amortecimento adicional equivalente do TMD, se passar a considerar a variação do rácio de frequências, γ , e do coeficiente de amortecimento total, ξ_2 , equivalente. Posto isto, a questão que se coloca é se estas diferenças que se verificaram para certas combinações de γ e ξ_2 , vão afetar os valores

dos parâmetros ótimos para minimização de deslocamentos e acelerações em análises não-lineares. Isto depende se as combinações ótimas estão em zonas de comportamento não-linear ou em zonas cujo comportamento tinha convergido para o linear. Isto porque, estando estes em zonas com forte não-linearidade, as diferenças para com a análise linear poderiam ser muito acentuadas.

As conclusões a que se chegaram foram que para minimização de acelerações, os parâmetros ótimos para análises não-lineares se localizavam em combinações γ - ξ_2 para as quais o comportamento era completamente linear, sendo então estes ótimos semelhantes aos obtidos para a análise linear. Já no caso da minimização de deslocamentos, os que se constatou é que os parâmetros ótimos eram combinações para as quais ainda se demonstrava comportamento não-linear, daí haver algumas diferenças para com os parâmetros ótimos da análise linear. Porém, apesar das diferenças detectadas, principalmente referentes ao ξ_2 total equivalente, poderem chegar aos 20%, considera-se que estes resultados são semelhantes entre as duas análises. Isto porque, se forem analisados os ótimos dos métodos de dimensionamento já existentes, percebe-se que no que diz respeito ao coeficiente de amortecimento equivalente ótimo haver uma grande dispersão entre eles, de forma que as diferenças que se atingiram em relação aos parâmetros ótimos reais entre análises lineares e não-lineares são aceitáveis. Além disso, é conhecida a robustez dos TMDs de grandes dimensões que leva a que a afinação dos parâmetros escolhidos não tenha uma importância tão elevada.

Desta forma, conclui-se que face às diferenças verificadas a utilização dos métodos de dimensionamento que apenas consideram comportamentos lineares, seja perfeitamente possível para situações em que se pretende introduzir efeitos não-lineares dos TMDs, desde que se estude a sintonia da análise não-linear tendo por base uma análise linearizada equivalente.

BIBLIOGRAFIA

- [1] M. De Angelis, S. Perno, and A. Reggio, “Dynamic response and optimal design of structures with large mass ratio TMD,” *Earthquake Engineering & ...*, no. April 2011, pp. 41–60, 2012.
- [2] J. Barros, “Utilização de TMDs de grandes dimensões no controlo da resposta dinâmica de estruturas de edifícios,” no. C, 2012.
- [3] R. Clough and J. Penzien, “Dynamics of structures,” 1975.
- [4] C. Dias, “Dimensionamento sísmico de edifícios de acordo com o Eurocódigo 8 e avaliação do seu comportamento,” 2012.
- [5] H. Dwairi, “Equivalent damping in support of direct displacement-based design with applications to multi-span bridges,” *Chemistry & ...*, 2004.
- [6] N. EN, “1 (2010) Eurocódigo 8: Projecto de estruturas para resistência aos sismos, Parte 1: Regras gerais, acções sísmicas e regras para edifícios,” *Lisboa: IPQ*. 230p, 1998.
- [7] M. Q. Feng and A. Mita, “Vibration Control of Tall Buildings Using Mega SubConfiguration,” *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 121, no. 10, pp. 1082–1088, Oct. 1995.
- [8] N. Hoang, Y. Fujino, and P. Warnitchai, “Optimal tuned mass damper for seismic applications and practical design formulas,” *Engineering Structures*, vol. 30, no. 3, pp. 707–715, Mar. 2008.
- [9] L. S. Jacobsen, “Steady forced vibration as influenced by damping,” *Transactions of ASME* 52, pp. 169–181, 1930.
- [10] J. C. Miranda, “On tuned mass dampers for reducing the seismic response of structures,” *Earthquake Engng. Struct.*, vol. 34, no. 7, pp. 847–865, 2005.
- [11] C. Moutinho, “An alternative methodology for designing tuned mass dampers to reduce seismic vibrations in building structures,” *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, no. March, pp. 2059–2073, 2012.
- [12] N. Newmark and E. Rosenblueth, “Fundamentals of earthquake engineering,” ... *ENGINEERING AND ENGINEERING ...*, 1971.
- [13] M. J. N. Priestley and D. N. Grant, “Viscous Damping in Seismic Design and Analysis,” *Journal of Earthquake Engineering*, vol. 9, no. sup2, pp. 229–255, Jan. 2005.
- [14] M. Priestley and C. Blandon, “Direct displacement-based seismic design of structures,” *Journal of Earthquake Engineering*, vol. 9, no. 2, pp. 257–278, 2005.
- [15] F. Sadek and B. Mohraz, “A method of estimating the parameters of tuned mass dampers for seismic applications,” ... *Engineering and Structural ...*, 1997.
- [16] R. Villaverde, “REDUCTION IN SEISMIC RESPONSE WITH HEAVILY-DAMPED VIBRATION ABSORBERS,” *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 13, no. 1, pp. 33–42, 1985.

- [17] R. ZAHARIA and F. TAUCER, “Equivalent period and damping for EC8 spectral response of SDOF ring-spring hysteretic models,” *JRC Scientific and Technical Reports*, 2008.

ANEXOS

ANEXO REFERENTE AO ALGORITMO DE ANÁLISE NÃO-LINEAR/ DETERMINAÇÃO DA ANÁLISE LINEAR EQUIVALENTE

```
% Resposta Não-Linear de 2GL
% Elasto-plastico
%
clear all
clc

dt=0.01; % discretização temporal
tt=40; % duração da simulação em segundos
dc=0.0275; %deslocamento de cedência (positivo e negativo)
nl=2; %grau de liberdade não-linear
sismo=1; %Sismo

%Dados do elemento não-linear
na=34;
K2=7200*na; %K mola não-linear
k2=800*na; %K mola linear
AM=0; %Amortecimento adicional
uu=1; %rácio de massa

mm=18000;
syms mm1 mm2
s=solve(mm1+mm2==mm, mm2/mm1==uu);
s= double([s.mm1 s.mm2]);
mm1=s(1,1);
mm2=s(1,2);
m1=[mm1 0;0 mm2];

%Dados estrutura
k1=[6.4*10^6+K2 -K2;-K2 K2]
m1=[mm1 0;0 mm2]
c1=[2*0.05*mm1*sqrt(6.4*10^6/mm1)+AM -AM;-AM AM]

d=size(m1);
d=d(1,1);

I=eye(2*d);
A=[zeros(d) eye(d); -m1^-1*k1 -m1^-1*c1];
E=expm(dt*A);
B=[zeros(d) m1^-1]';
G=A^-1*(E-I)*B;

% Acção dinâmica
load SISMO.dat
load tempos.dat
t=tempos;

n=tt/dt+1;
%n=size(t);
%n=n(1,1);

x=zeros(2*d+1,n);
xi=zeros(2*d,1);
```

```
f=zeros(n,1);

carga=[SISMO(:,sismo)*(-m1(1,1)) SISMO(:,sismo)*(-m1(2,2))];

for i=1:n-1

    %CALCULAR FORÇA ADICIONAL DEVIDO A K2
    f(i,1)=k2*(x(nl,i)-x(nl-1,i));
    u=[carga(i,1)+f(i,1) carga(i,2)-f(i,1)]';%Adequar carga ao número de
    graus de liberdade

    ximl = E*xi + G*u;
    dx=ximl-xi;

    for j=1:2*d
        x(j,i+1)=x(j,i)+dx(j);
    end

    x(2*d+1,i+1)=x(2*d+1,i)+dx(nl);%Escolher grau de liberdade não linear
    KEY(i+1,1)=0;

    if x(2*d+1,i+1)-x(nl-1,i+1)>dc
        x(2*d+1,i+1)=x(nl-1,i+1)+dc;
        KEY(i+1,1)=1;
    end

    if x(2*d+1,i+1)-x(nl-1,i+1)<-dc
        x(2*d+1,i+1)=x(nl-1,i+1)-dc;
        KEY(i+1,1)=-1;
    end

    xi=x(1:2*d,i+1);
    xi(nl,1)=x(2*d+1,i+1);%Escolher grau de liberdade não-linear

    %CALCULAR FORÇA DE RESTITUIÇÃO
    R(i+1,1)=k2*(x(nl,i+1)-x(nl-1,i+1))+K2*(x(2*d+1,i+1)-x(nl-1,i+1));

    %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%5
    %Acelerações
    ac1(i+1,1)=(x(3,i+1)-x(3,i))/dt+SISMO(i+1,sismo);
    ac2(i+1,1)=(x(4,i+1)-x(4,i))/dt+SISMO(i+1,sismo);

end

for i=1:d

    MAX=max(abs(x(i,:)));
    disp(' ')
    disp(['Deslocamento piso ', num2str(i),' = ', num2str(MAX),' m'])

end

%MAX_NL=max(abs(x(2,:)-x(1,:)));
MAX_NL=max(abs(x(nl,:)));
```



```

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%Ciclos Histerese

%Dados TMD
K=K2+k2;
r=k2/K;
Rt=dc*K;
Rc=-Rt;
M=m1(nl,nl);

%Ciclos A1/B1

b=0;
c=0;
A1=0;

for i=1:n-1

    if KEY(i)==0 && KEY(i+1)==1
        b=b+1;
        A1(b,1)=x(nl,i)-x(nl-1,i);
    end

    if KEY(i)==1 && KEY(i+1)==0
        c=c+1;
        B1(c,1)=x(nl,i)-x(nl-1,i);
    end
end

if A1(1,1)==0
    disp('linear : csi_eq=csi_0')

    p=0;
    w1=sqrt(6.4*10^6/mm1);
    w2=sqrt(K/M);
    q=w2/w1;
    am_eq=AM/(2*w2*m1(nl,nl));

    %Plots
    plot(t(1:4001),x(1,:))
    figure
    plot(t(1:4001),x(2,:))
    figure
    plot((x(nl,:)-x(nl-1,:))',R)

    break

else
    p=size(A1);
    p1=size(B1);
    p=[p(1,1);p1(1,1)];
    p=min(p);
end

for i=1:p
    C1(i,1)=B1(i)-2*dc;

```

```
D1(i,1)=C1(i)-abs(B1(i)-A1(i));
end

for j=1:p
    MAX1(j,1)=(abs(B1(j)-D1(j)))/2;
end

MAX1m=max(MAX1);

%Ciclos C2/D2

b=0;
c=0;
C2=0;

for i=1:n-1

    if KEY(i)==0 && KEY(i+1)==-1
        b=b+1;
        C2(b,1)=x(nl,i)-x(nl-1,i);
    end

    if KEY(i)==-1 && KEY(i+1)==0
        c=c+1;
        D2(c,1)=x(nl,i)-x(nl-1,i);
    end
end

if C2(1,1)==0
    disp('linear : csi_eq=csi_0')

    p=0;
    w1=sqrt(6.4*10^6/mm1);
    w2=sqrt(K/M);
    q=w2/w1;
    am_eq=AM/(2*w2*m1(nl,nl));

    %Plots
    plot(t(1:4001),x(1,:))
    figure
    plot(t(1:4001),x(2,:))
    figure
    plot((x(nl,:)-x(nl-1,:))',R)

    break
else
    p=size(C2);
    p1=size(D2);
    p=[p(1,1);p1(1,1)];
    p=min(p);
end

for i=1:p
    A2(i,1)=D2(i)+2*dc;
    B2(i,1)=A2(i)+abs(D2(i)-C2(i));
end
```



```
Y=zeros(2*d,n);

for i=1:n-1

    u=carga(i,:)';

    I=eye(2*d);
    E=expm(dt*A);
    B=[zeros(d) m1^-1]';
    G=A^-1*(E-I)*B;

    j=i+1;
    xc=E*xc+G*u;
    Y(:,j)=xc;
end

for i=1:d

    MAX_L(i,1)=max(abs(Y(i,:)));

end

MAX_L=max(abs(MAX_L(:)));

if MAX_NL>MAX_L

    tt=1-MAX_L/MAX_NL;
    disp(['Desvio resultado ',num2str(tt*100),' %'])

    am_eq=am_eq1;
    am_eq1=am_eq1-var;
else

    tt=1-MAX_NL/MAX_L;
    disp(['Desvio resultado ',num2str(tt*100),' %'])

    am_eq=am_eq1;
    am_eq1=am_eq1+var;
end

clear i

var=var/2;
if var<0.01
    var=0.01;
end

end

if am_eq<0
    am_eq_conver=0
else
    am_eq_conver=am_eq
end
```

```
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%Plots
plot(t(1:4001),x(1,:))
title('Deslocamento 1')
xlabel('Tempo (s)');
ylabel('Deslocamento (m)');
figure
plot(t(1:4001),x(2,:))
title('Deslocamento 2')
xlabel('Tempo (s)');
ylabel('Deslocamento (m)');
figure
plot((x(nl,:)-x(nl-1,:))',R)
title('Força de restituição VS deslocamento relativo TMD')
xlabel('Deslocamento (m)');
ylabel('Força de restituição');
```